# 星形链式STATCOM 直流侧输入阻抗及交直流 功率耦合关系分析

吴小丹,王鹏飞,曹冬明 (南京南瑞继保电气有限公司,江苏南京 211102)

摘要:星形链式静止同步补偿器(STATCOM)在交流系统发生故障时容易产生直流侧电压失稳现象,为其应 用带来难题。首先引入相位补偿因子及电流交叉解耦环节推导交流侧输入导纳,通过对功率模组数学模型 进行拓展分析推导直流侧输入阻抗。根据所得交流侧输入导纳及直流侧输入阻抗,建立交、直流侧电压扰动 之间的关系,分析交、直流功率耦合关系。分析结果表明,交流侧电压扰动经交流侧输入导纳产生扰动电流, 直流电压控制环对直流侧电压扰动的闭环控制也会产生扰动电流,2个扰动电流共同经直流侧输入阻抗形成 直流侧电压扰动。采用经低通滤波的系统电压全前馈控制以及系统电压部分前馈控制策略进行实验验证, 实验结果表明所提方法可以准确地分析交流系统故障下直流侧电压扰动水平。

关键词:STATCOM;输入导纳;输入阻抗;交、直流功率耦合;电压前馈控制;硬件在环动模实验 中图分类号:TM 762;TM 714.3 文献标志码:A DOI:10.16081/j.epae.202102023

0 引言

自20世纪初,电力系统电压稳定性一直被认为是影响电力系统安全运行的一个重要因素。但是在过去的20年,电力系统的运行条件变得更加严苛。随着可再生能源比例的不断增加,电压失稳问题变得更加突出<sup>[1]</sup>。近十年来,以静止同步补偿器(STATCOM)为代表的先进动态无功补偿设备在高压直流输电系统及新能源发电系统等诸多领域被 广泛应用<sup>[2]</sup>。STATCOM能够参与电力系统暂态控制,深入研究其控制特性,尤其是受交流系统扰动后 STATCOM运行稳定性具有重要意义。

目前国内外应用于高压领域的 STATCOM 拓扑 结构主要以级联多电平为主,根据连接方式不同又可 以分为星形及角形2种结构。星形链式 STATCOM 的换流阀承受相电压,由于模组数目少而具备的成 本优势使其得以广泛应用。星形链式 STATCOM 和 传统二电平电压源型变流器在拓扑结构上存在显著 差异,其中较为典型的特征是星形链式 STATCOM 直流侧不具备公共母线,各功率模组分立运行,该特 征具备成套系统模块化和高度可扩展性的优势,但 同时也增加了稳态及暂态时直流侧电压的控制难 度。受制于半导体功率器件的制造水平,目前广泛 应用的全控型功率器件IGBT的讨流及耐压水平有 限。文献[3]针对传统二电平电压源型变流器的研 究表明:当交流系统处于暂态过程时,由于变流器的 功率耦合作用,交流侧向直流侧传递瞬时功率是不 可避免的,这种扰动将造成功率模组直流侧电压的 波动和上升,容易引发IGBT随机失效<sup>[4]</sup>。因此定量

分析暂态时星形链式STATCOM 直流侧电压的动态 扰动水平十分重要。目前星形链式STATCOM 控制 策略的相关研究主要集中于三层直流侧电压控制、 基于负序电流和零序电压注入控制的相间电容电压 均衡控制<sup>[5:8]</sup>,这些控制策略基于稳态运行条件下功 率平衡法,得到星形链式STATCOM多端口直流侧电 压的平衡条件,但未能给出交流系统进入暂态及暂 态恢复过程中星形链式STATCOM功率模组直流侧 电压的扰动水平,而近些年在实际工程应用中已有 很多因交流系统动态扰动引起星形链式STATCOM 直流侧电压过高而导致其脱网的案例。为分析这一 问题,需建立其交、直流功率的耦合关系。

本文首先基于电流内环控制模型<sup>[9]</sup>,给出星形 链式STATCOM交流侧输入导纳表达式,根据功率 模组数学模型,分析交流输入电流扰动对星形链式 STATCOM直流侧电压扰动的影响,建立直流侧输入 阻抗的概念。分析交、直流功率耦合关系,建立交流 侧电压扰动至直流侧电压扰动的数学模型,研究交 流系统电压扰动时功率模组直流侧电压的扰动水 平。研究结果可为交流系统扰动下星形链式STAT-COM直流侧电压运行边界条件及功率器件耐压水 平提供设计依据,也可为功率器件过电压保护的整 定计算提供理论依据。

# 1 交、直流侧阻抗分析

目前广泛应用的H桥星形链式STATCOM的拓 扑如图1所示。图中, $v_{An}$ 、 $v_{Bn}$ 、 $v_{Cn}$ 和 $i_{sA}$ 、 $i_{sB}$ 、 $i_{sC}$ 分别为 三相交流电压瞬时值和星形链式STATCOM输入电 流瞬时值; $L_f$ 为滤波电感;n为星形链式STATCOM电 源中性点;N为每相功率模组总数。各相通过单相 全桥电压源型变流器级联而成,这种级联方法具有 提高成套STATCOM系统电压耐受水平及便于模块 化扩容的优点,在工程应用中具有显著优势。



#### 图1 星形链式 STATCOM 拓扑

Fig.1 Topology of star cascaded STATCOM

本节首先分析了电流内环控制模型,为了便于 对交流侧输入导纳建模,引入相位补偿因子及电流 交叉解耦环节,根据卷积变换规则对上述2个环节 的实现进行详细说明。然后推导交流侧输入导纳及 直流侧输入阻抗的传递函数表达式,为分析交、直流 功率耦合关系以及求解交流侧电压扰动至直流侧电 压扰动的传递函数提供理论依据。

#### 1.1 电流内环控制建模

电压源型变流器一般使用矢量控制方法,即在 dq旋转坐标系下进行控制系统的设计。静止坐标系 下滤波器的传递函数表达式为:

$$Y_{\rm p}(s) = 1/\left(sL_{\rm f} + R\right) \tag{1}$$

其中,R为滤波器等效串联电阻。

为了建立 dq旋转坐标系下滤波器的数学模型, 需要进行卷积变换。根据卷积变换规则<sup>[10-11]</sup>, dq旋 转坐标系下滤波器的传递函数表达式为:

$$Y_{p,dq}(s) = e^{-j\theta_1} Y_p(s) e^{j\theta_1} = Y_p(s+j\omega_1) = \frac{1}{\left[\left(s+j\omega_1\right)L_f+R\right]}$$
(2)

其中,ω,为电网基波角频率;θ,为电网电压基波相位。

由式(2)可见,通过卷积变换,静止坐标系和旋转坐标系间存在jω<sub>1</sub>的角频率偏差。dq旋转坐标系 下电流内环控制器的传递函数G<sub>ede</sub>(s)为:

$$G_{c,dq}(s) = k_{p} + k_{i}/s \tag{3}$$

其中,k<sub>p</sub>、k<sub>i</sub>分别为比例、积分系数。

实际控制系统存在延时 $T_d$ ,延时环节在高频段 对建模存在重要的相位滞后影响,因此必须考虑延 时环节对电流控制器参数设计的影响,利用同样的 卷积变换,延时环节 $G_{del}(s)(G_{del}(s)=e^{-sT_d})$ 在dq旋转 坐标系下的传递函数表达式为:

$$G_{\text{del}, dq}(s) = e^{-j\theta_1} e^{-sT_d} e^{j\theta_1} = e^{-j\omega_1 T_d} e^{-sT_d}$$
(4)

其中,e<sup>-je,T</sup>。为由卷积变换带来的相位延时。

经坐标变换后,被控对象变换为复传递函数  $1/[R+(s+j\omega_1)L_i]$ ,该变量将造成 $d_q$ 轴之间的变量 耦合。为了分析电流内环控制的稳定性和设计控制 器参数,文献[11]指出:对于含复数的开环传递函数 的系统,只有满足 $s=j\omega(-\infty<\omega<+\infty)$ 频段内开环传 递函数曲线均不环绕点(-1,0),系统才处于渐进稳 定状态。为了简化控制器参数的设计,可通过引入 电流交叉解耦分量 $j\omega_1L_i i_{dq}$ 及延时补偿来实现 $d_q$ 轴 解耦,解耦后电流内环控制模型的传递函数如图 2 所示。图中, $K_{PWM}$ 为 STATCOM 功率变换器输出增 益,本文取 $K_{PWM} \approx 1$ 。



#### 图 2 d、q 轴解耦及延时补偿控制的电流内环控制模型

Fig.2 Inner current loop control model with d and q axis decoupling and delay compensation

根据图2,dq旋转坐标系下电流内环控制模型由 控制系统和物理系统2个部分组成。为了补偿由卷 积变换带来的相位延时,需要引入额外的相位补偿 因子 e<sup>iei,Ta</sup>。由上述分析可得经相位补偿因子及交叉 解耦后电流内环控制模型的闭环传递函数 G<sub>di</sub>,e)为:

$$G_{dq, cl}(s) = \frac{G_{c, dq}(s) e^{-st_d}}{R + L_f(s + j\omega_1) + e^{-sT_d} (G_{c, dq}(s) - j\omega_1 L_f)}$$
(5)

由于延时环节在较低频段内有 e<sup>-sT</sup>a≈1,式(5)可 简化为:

$$G_{dq, cl}(s) \approx \frac{G_{c, dq}(s) e^{-sT_{d}} / (sL_{f} + R)}{1 + G_{c, dq}(s) e^{-sT_{d}} / (sL_{f} + R)}$$
(6)

因此,经相位补偿因子及电流交叉解耦环节后的电流内环控制模型可近似等效为开环传递函数取  $G_{dq,ol}(s) = G_{e,dq}(s) e^{-sT_d} / (sL_f + R) 的闭环系统。相位补$ 偿因子及电流交叉解耦环节消除了由卷积变换带来的静止坐标系和旋转坐标系之间的频率耦合关系,使得电流内环开环传递函数由复数形式简化为实数形式,为建立交流侧输入导纳和直流侧输入阻抗模型以及分析交、直流功率耦合关系提供了便利。

电流交叉解耦环节的引入会在一定条件下降低 电流内环稳定性并增加闭环响应超调。设 $R=0.1 \Omega$ 、  $L_r=3.82 \text{ mH}$ 、 $T_a=300 \mu s$ 、 $k_p=8.4 \Omega$ 、 $k_i=709.6 \Omega/s$ ,有、 无电流交叉解耦环节时电流内环控制系统开环传递 函数的奈奎斯特曲线如图3所示。由图可知,相较 于无电流交叉解耦环节的奈奎斯特曲线,有电流 交叉解耦环节的奈奎斯特曲线在实轴的交点距离点 (-1,0)更近,这在一定程度上降低了电流内环的稳

定性[12],设计电流控制器的参数时需注意该问题。



#### 图 3 电流内环控制系统开环传递函数奈奎斯特曲线

Fig.3 Nyquist curve of open loop transfer function of inner current loop control system

# 1.2 交流侧输入导纳分析

交流侧电压扰动引起直流侧电压扰动的分析步 骤为:①推导STATCOM交流侧输入导纳 $Y_{i,ac}(s)^{[13]}$ , 从而确定交流侧电压扰动 $V_{dq,dis}$ 通过 $Y_{i,ac}(s)$ 引起的交 流侧电流扰动 $i_{dq,dis}$ ;②推导STATCOM直流侧输入阻 抗 $Z_{i,dc}(s)$ ,从而确定交流侧电流扰动 $i_{dq,dis}$ 通过 $Z_{i,dc}(s)$ 引起的直流侧电压扰动 $V_{dis,dco}$ 

根据图2,由交流侧系统电压*V<sub>44</sub>及系统*电压前 馈控制策略,可得系统电压前馈控制下 STATCOM 电流控制框图,如图4所示。



图4 系统电压前馈控制下电流内环控制模型

Fig.4 Inner current loop control model with system voltage feedforward control

系统电压前馈控制下一阶低通滤波器的传递函 数表达式*H*(*s*)为:

$$H(s) = 1/(1+s/\omega_{n}) = 1/(1+T_{n}s)$$
(7)

其中, $\omega_n$ 、 $T_n$ 分别为一阶低通滤波器的截止角频率和 滤波时间。

dq旋转坐标系下STATCOM电流表达式为:

$$i_{dq} = G_{dq, cl}(s)i_{dq, ref} + Y_{i, ac}(s)V_{dq}$$

$$\tag{8}$$

忽略等效串联电阻 $R, Y_{i,ac}(s)$ 为:

$$Y_{i,ac}(s) = \frac{1 - e^{-sT_d} H(s)}{\left[s + j\omega_1 \left(1 - e^{-sT_d}\right)\right] L_f + G_{c,dq}(s) e^{-sT_d}}$$
(9)

因此,交流侧电压扰动 $V_{dq,dis}$ 将通过 $Y_{i,ac}(s)$ 形成 交流侧电流扰动 $i_{dq,dis}$ ,由于在低频段有 1- $e^{-sT_d} \approx 0$ ,  $i_{dq,dis}$ 可近似为:

$$i_{dq,\,dis} = V_{dq,\,dis} \frac{1 - e^{-sT_d} H(s)}{sL_f + G_{e,\,dq}(s) e^{-sT_d}}$$
(10)

由式(10)可知,引入相位补偿因子及电流交叉

解耦控制环节后, $Y_{i,ae}(s)$ 可简化为实数传递函数。 并且,当H(s)=1时,系统控制方式为系统电压全前 馈控制, $|Y_{i,ae}(s)|\approx 0$ 。因此在提高STATCOM抗扰性 方面使用系统电压全前馈控制十分必要。而采用系 统电压全前馈控制将减小电流内环控制带宽范围内 输入阻抗的相位,从而降低接入弱交流系统时 STATCOM的稳定性<sup>[14+15]</sup>。因此实际应用中采用经 低通滤波的系统电压全前馈控制或系统电压部分前 馈控制(如H(s)=0.9)十分必要。

# 1.3 直流侧输入阻抗分析

为了进一步研究交、直流功率耦合关系,推导 STATCOM 直流侧输入阻抗传递函数 Z<sub>i,de</sub>(s)。分析 STATCOM 功率模组拓扑,建立其数学模型。A 相1 号功率模组的拓扑结构<sup>[16]</sup>见附录中图 A1。

由于各相功率模组流过相同的交流电流,且 STATCOM所有功率模组的电气一次参数均一致,可 认为各相所有功率模组的电容电压一致。A相1号 功率模组直流侧电容电压平均值V<sub>A1</sub>为:

$$V_{\rm A1} = V_{\rm pdc, A} / N \tag{11}$$

其中, V<sub>ndc.A</sub>为A相功率模组总电容电压。

式(11)所得结论可推广至STATCOM任意功率 模组。由于实际流入直流侧的等效电流*i*<sub>sa</sub>和*i*<sub>sa</sub>并 不完全等效,由全桥电压源型变流器的运行原理可 知,只有当变流器交流输出端电压非零时两者才相 等。为了揭示两者关系,定义开关函数进行分析。 以A相变流器为例,其开关函数*d*<sub>A</sub>(*t*)为:

$$d_{A}(t) = \begin{cases} 1 & T_{1} \ T_{4} \ T_{4} \ T_{4} \ T_{4} \ T_{3} \ T_{3} \ \xi \ M \\ -1 & T_{2} \ T_{3} \ T_{4} \ T_{4} \ \xi \ M \\ 0 & I \ M \end{cases}$$
(12)

其中,T<sub>1</sub>-T<sub>4</sub>为构成功率模组的IGBT。

则*i*'<sub>s</sub>和*i*<sub>s</sub>的关系为:

$$i'_{\rm sA} = d_{\rm A}(t)i_{\rm sA} \tag{13}$$

根据基尔霍夫电流定律,三相电流的表达式为:

$$\begin{cases} i'_{sA} = d_{A}(t) i_{sA} = \frac{C_{j}}{N} \frac{dV_{pdc,A}}{dt} + \frac{V_{pdc,A}}{NR_{j}} \\ i'_{sB} = d_{B}(t) i_{sB} = \frac{C_{j}}{N} \frac{dV_{pdc,B}}{dt} + \frac{V_{pdc,B}}{NR_{j}} \\ i'_{sC} = d_{C}(t) i_{sC} = \frac{C_{j}}{N} \frac{dV_{pdc,C}}{dt} + \frac{V_{pdc,C}}{NR_{j}} \end{cases}$$
(14)

其中,*R*<sub>j</sub>、*C*<sub>j</sub>分别为直流侧均压电阻、功率模组电容值。 对式(14)进行派克变换,可得*dq*旋转坐标系下 的电流关系为:

$$\frac{3C_{j}}{N}\frac{\mathrm{d}V_{\mathrm{pdc}}}{\mathrm{d}t} + \frac{3V_{\mathrm{pdc}}}{NR_{i}} = d_{d}i_{d} + d_{q}i_{q}$$
(15)

其中, $d_a$ 、 $d_q$ 分别为开关函数的 $d_{\chi}q$ 轴分量。三相电容电压总和的平均值 $V_{\text{pdc}}$ 为:

$$V_{\rm pdc} = \left(V_{\rm pdc, A} + V_{\rm pdc, B} + V_{\rm pdc, C}\right)/3$$
(16)

根据式(15)、(16)可得到 STATCOM 直流侧的 等效模型,如图5所示。

图5 直流侧等效模型

Fig.5 Equivalent model of DC side

对式(15)进行拉普拉斯变换,可得:

$$V_{\rm pdc}(s) \left(1 + sR_{\rm j}C_{\rm j}\right) = NR_{\rm j} \left(d_d i_d + d_q i_q\right)/3 \qquad (17)$$

由于STATCOM运行于无功补偿状态, $d_q \approx 0$ 。 为了便于分析单个功率模组电容电压和输入电流扰动的关系,定义三相所有模组直流电压总和的平均 值 $V_{\text{ode,m}}$ 为:

$$V_{\rm pdc,\,m} = V_{\rm pdc}/N \tag{18}$$

由于
$$R_jC_j \approx 1$$
,根据式(17)、(18)可得:

$$Z_{i,dc}(s) = V_{pdc,m}(s) / i_d(s) = R_j d_d / \left[ 3 \left( 1 + s R_j C_j \right) \right]$$
(19)

式(19)中 $d_d$ 随STATCOM工作点变化而变化, 本文取其平均值,即:

$$d_d = V_{1d} / \left( N V_{dc0} \right) \tag{20}$$

其中, V<sub>de0</sub>、V<sub>1d</sub>分别为功率模组直流侧电压静态运行 点电压值以及交流系统电压进行等功率变换后的有 名值。则式(19)可进一步改写为:

$$Z_{i,dc}(s) = R_{j}V_{1d} / \left[ 3NV_{dc0} \left( 1 + sR_{j}C_{j} \right) \right]$$
(21)

由式(21)可知, $Z_{i,de}(s)$ 仅与STATCOM电气一次 参数相关,模值与N成反比,也近似与 $C_i$ 成反比,其 不受控制系统参数的影响。 $Y_{i,ae}(s)$ 和 $Z_{i,de}(s)$ 为分析 STATCOM交、直流功率耦合及交流侧电压扰动下的 直流侧电压扰动提供了理论依据。

# 2 交、直流功率耦合分析

基于第1节推导的结论,得到了STATCOM交流 侧输入导纳 $Y_{i,ac}(s)$ 和直流侧输入阻抗 $Z_{i,dc}(s)$ 。实际 上星形链式STATCOM系统还有直流电压外环控制 作用,如图6所示。图中, $V_{ref,dc}$ 为直流侧电压指令 值; $G_{DVC}(s)$ 为直流电压外环控制器的传递函数,其表 达式见式(22)。

$$G_{\rm DVC}(s) = k_{\rm p, DVC} + k_{\rm i, DVC}/s \qquad (22)$$

$$\underbrace{V_{\text{ref.dc}}}_{+} \bigotimes \underbrace{G_{\text{DVC}}(s)}_{-} \underbrace{Z_{i,dc}(s)}_{-} \underbrace{V_{\text{pdc.m}}}_{+}$$

图6 直流电压外环控制

Fig.6 Outer loop control of DC voltage

根据小信号分析法,当直流侧处于扰动状态时, 直流电压外环控制器也会通过对直流电压扰动 V<sub>ds,de</sub>的闭环控制产生交流电流扰动分量。因此,通 过 $Z_{i,de}(s)$ 的电流除由交流侧电压扰动 $V_{dq,dis}$ 经 $Y_{i,ae}(s)$ 产生的交流电流扰动构成外,还由直流电压控制器 对 $V_{dis,de}$ 闭环控制产生的交流电流扰动构成。因此, 直流电压控制器具有导纳属性。综上,交流侧电压 扰动至直流侧电压扰动的控制框图见图7。

$$\underbrace{V_{dq,\text{dis}}}_{Y_{i,\text{ac}}}(s) \xrightarrow{i_{\text{dis},s}} \underbrace{v_{i,\text{dc}}(s)}_{z_{i,\text{dc}}} \xrightarrow{V_{\text{dis},\text{dc}}} \underbrace{V_{\text{dis},\text{dc}}}_{d_{\text{dis},p}} \underbrace{V_{\text{dis},\text{dc}}(s)}_{G_{\text{DVC}}(s)}$$

#### 图7 交、直流侧扰动模型

Fig.7 Disturbance model between AC and DC sides

由图7可知,当系统交流侧发生动态扰动时,通 过 $Z_{i,de}(s)$ 产生直流侧电压扰动的交流电流由 $V_{dq,dis}$ 通过 $Y_{i,ae}(s)$ 产生的电流扰动 $i_{dis,s}$ 以及由直流电压控 制器 $G_{DVC}(s)$ 对 $V_{dis,de}$ 控制产生的电流扰动 $i_{dis,p}$ 这2个 部分构成。因此,最终输入直流侧输入阻抗 $Z_{i,de}(s)$ 的电流扰动 $i_{dis}$ 为:

$$i_{dis} = i_{dis,s} - i_{dis,p}$$
 (23)  
根据图7 建立  $V_{a,s}$  和 $V_{a,s}$  在版域中的关系为.

$$V_{\text{dis, de}} = G_{\text{ac, de}}(s) V_{dq, \text{dis}} = \frac{Y_{\text{i, ac}}(s) Z_{\text{i, de}}(s)}{1 + Z_{\text{i, de}}(s) G_{\text{DVC}}(s)} V_{dq, \text{dis}} (24)$$

其中, G<sub>ac,dc</sub>(s) 为由交流系统电压扰动到星形链式 STATCOM三相所有模组直流电压扰动总和取平均 值的传递函数,其受 $Y_{i,ac}(s)$ 、 $Z_{i,dc}(s)$ 及 $G_{DVC}(s)$ 这3个 因素的影响。由于Z<sub>ide</sub>(s)完全由功率模组电气一次 设计参数及接入系统侧的电压基准值决定,无法改 变, $G_{ac,dc}(s)$ 主要受 $Y_{i,ac}(s)$ 及 $G_{DVC}(s)$ 影响,而 $Y_{i,ac}(s)$ 及  $G_{\rm DVC}(s)$ 受电流内环控制器、直流电压外环控制器及 系统电压前馈控制的影响。3个控制因素耦合一起 对分析 Gac.dc(s) 十分不便。为便于分析, 可对3个环 节进行解耦设计。一般在设计星形链式STATCOM 控制系统时,首先根据电流内环的闭环控制性能或稳 定性要求来设计电流控制器 G<sub>e.du</sub>(s),再根据电流闭 环控制带宽 $\omega_{i,cl}$ 来设计直流电压外环控制器 $G_{DVC}(s)$ 。 为了确保控制器的控制效果,一般电流内环控制带宽 远大于直流电压外环控制带宽 wnvc.el, 根据上述要求  $\omega_{\text{DVC,el}} \leq 0.1 \omega_{\text{i,el}}$ ,即二者至少满足10倍要求。

经过上述解耦设计,在确定 $G_{e,dq}(s)$ 及 $G_{DVC}(s)$ 后,  $G_{ae,de}(s)$ 将主要取决于系统电压前馈控制环节传递函 数H(s)。为了验证不同H(s)的影响,在MATLAB/ Simulink 仿真平台进行建模,分别验证经滤波全前 馈及部分前馈条件下, $V_{dq,dis}$ 经 $G_{ae,de}(s)$ 产生的直流电 压扰动 $V_{dis,de}$ 。附录中表A1为星形链式STATCOM 参数。仿真过程中 $V_{dq,dis}$ 、 $V_{dis,de}$ 均为标幺值,且均以 相电压峰值作为基准电压。

为了兼顾星形链式STATCOM的抗扰性及稳定

性,通常采用经低通滤波的系统电压全前馈控制或 系统电压部分前馈控制,2种前馈控制下 $V_{dis,de}$ 的波 形如图8所示。当采用经低通滤波的系统电压全前 馈控制时,一般选择前馈通道一阶低通滤波器的截 止角频率低于电流内环带宽的0.1,因此本文设计的 滤波时间 $T_n$ 大于10 ms;而当采用系统电压部分前 馈控制时,所设计的前馈系数小于0.95。





当采用经低通滤波的系统电压全前馈控制时, 设H(s)幅值为1,滤波时间 $T_n$ 分别为10、30、70 ms,交 流侧电压扰动为1.0 p.u.。由图8所示星形链式 STATCOM 直流侧电压扰动波形可知,当 $T_n$ =30 ms 时,交流侧电压扰动将导致直流侧产生约0.0422 p.u. 的直流侧电压正向扰动和约0.0183 p.u.的直流侧电 压反向扰动。随着 $T_n$ 减小,直流侧电压扰动也随之 减小。该结论符合预期,这是因为 $T_n$ 越小,系统电 压前馈作用越明显, $Y_{i,ac}(s)$ 的模值越接近于0。

当采用系统电压部分前馈控制时,设*H*(*s*)幅值 分别为0.25、0.5、0.75,交流侧电压扰动为1.0 p.u.。 由图8所示星形链式STATCOM直流侧电压扰动波 形可知,当*H*(*s*)=0.5时,交流侧电压扰动将导致直 流侧产生约0.025 p.u.的直流侧电压正向扰动和约 0.006 p.u.的直流侧电压反向扰动。随着*H*(*s*)增大, 直流侧电压扰动水平将逐步降低。该结论同样符合 预期,这是因为前馈系数越大,系统电压前馈作用越 明显,*Y*<sub>int</sub>(*s*)的模值越接近于0。

当采用系统电压部分前馈控制时,不同前馈系数下直流侧电压的波动频率一致;而经低通滤波的系统电压全前馈控制会导致直流侧电压的波动频率存在差异,该差异由一阶低通滤波器 H(s)对 G<sub>ac,dc</sub>(s)产生的相位偏差引起。为了保持弱交流系统接入时星形链式 STATCOM 的运行稳定性,采用经低通滤波的系统电压全前馈控制或系统电压部分前馈控制策略十分必要。但上述控制策略在增强星形链式 STATCOM 稳定性的同时,也会降低其抗扰性。因此在星形链式 STATCOM 抗扰性和稳定性之间需折中考虑。

# 3 实验验证

为验证所提建模方法的有效性,通过硬件在环动模实验进行验证。星形链式STATCOM工作于定电流控制模式,输出电流控制在额定感性状态。星形链式STATCOM数字控制器控制频率为10kHz,IGBT 开关频率为550Hz,控制系统使用dq旋转坐标系下的矢量控制算法,并采用移相载波单极倍频调制。

分别验证经低通滤波的系统电压全前馈控制和 系统电压部分前馈控制这2种控制方式下的直流侧 电压扰动水平。静止坐标系和*dq*旋转坐标系下所设 置的系统电压扰动情况如图9所示,图中系统电压*d* 轴分量*v*<sub>d</sub>为标幺值。实验中控制星形链式STATCOM 接入侧系统电压三相对称跌落,跌落深度为0.25 p.u., 则系统电压从1.0 p.u.对称跌落至0.75 p.u.左右。



Fig.9 System voltage disturbance

采用经低通滤波的系统电压全前馈控制和系统 电压部分前馈控制时,动模测试实验中V<sub>dis,de</sub>波形如 图 10所示。由图可知,在星形链式 STATCOM 进入 暂态及暂态恢复时直流侧电压正反向扰动保持对 称。采用经低通滤波的系统电压全前馈控制时,直 流侧电压的波动频率存在差异;而采用系统电压部 分前馈控制时,不同前馈系数下直流侧电压的波动 频率一致。相较于图8所示仿真结果,实验结果和 理论分析得到的扰动趋势基本吻合。



进一步通过折算验证理论分析及所建模型的准确性,以经10ms滤波的经低通滤波的系统电压全前馈控制为例说明,其余5个实验点计算过程类似,

不再赘述。对于电压等级为10 kV的系统,25%的电压跌落到系统电压扰动d轴分量的换算过程为 $V_{d,ds} = (0.25 \times \sqrt{2} \times 10\,000)/\sqrt{3} \approx 2\,041$ (V)。根据图 8 可知,交流系统电压扰动将造成最大值约为 0.033 p.u.的直流侧电压扰动,则可得最大直流侧电压扰动为 $V_{dc,ds} = V_{d,ds} \times 0.033 \approx 67$ (V)。而根据图 10 暂态时直流侧电压扰动的最大值为65 V,理论仿真结果和动模实验结果基本一致,验证了本文所建模型的准确性。根据图 10,在交流系统电压恢复时, $V_{dis,dc}$ 瞬时值扰动会达到最大值,此时功率器件的过电压耐受设计水平将受到影响。

### 4 结论

本文首先基于延时补偿及电流解耦控制技术, 推导星形链式 STATCOM 交流侧输入导纳,通过对 功率模组数学模型的拓展分析推导直流侧输入阻 抗,在此基础上分析了交、直流功率耦合关系。分析 结果表明,交流侧电压扰动经交流侧输入导纳产生扰 动电流,直流电压控制环对直流侧电压扰动的闭环 控制也会产生扰动电流,2个扰动电流共同经直流侧 输入阻抗形成星形链式 STATCOM 直流侧电压扰动。

进一步地,分别给出经低通滤波的系统电压全 前馈控制和系统电压部分前馈控制这2种控制模式 下的直流侧电压扰动水平的仿真分析。通过硬件在 环动模实验验证三相系统电压对称扰动时星形链式 STATCOM 直流侧电压的扰动水平,对比理论分析、 MATLAB 仿真及实验结果,表明本文所建模型的准 确性。本文提出的控制策略和分析方法可为分析交 流系统故障下 STATCOM 直流侧电压扰动水平及功 率器件耐压设计提供理论基础。

星形链式STATCOM交流侧输入导纳还与系统运行工作点及锁相环等参数有关。同时大扰动情况下星形链式STATCOM将处于非线性状态,关于这方面影响的分析后续还需继续深入开展。

附录见本刊网络版(http://www.epae.cn)。

## 参考文献:

- [1] HOSSAIN J, POTA H R. 可再生能源高渗透率下的电网电压 稳定性鲁棒控制[M]. 吴鸣,译. 北京:机械工业出版社, 2019: 16-24.
- [2] 周彦形,郝丽丽,王昊昊,等.大容量风电场柔直并网系统的送/受端次同步振荡分析与抑制[J].电力自动化设备,2020,40(3):100-106.
   ZHOU Yantong, HAO Lili, WANG Haohao, et al. Analysis and

suppression of SSO at sending/receiving end in VSC-HVDC system connected large-capacity wind farms[J]. Electric Power Automation Equipment, 2020, 40(3): 100-106.

- [3] LU D P,WANG X F,BLAABJERG F. Impedance-based analysis of DC-link voltage dynamics in voltage-source converters
   [J]. IEEE Transactions on Power Electronics, 2019, 34 (4): 3973-3985.
- [4]肖飞,刘宾礼,罗毅飞,等. IGBT疲劳失效机理及其健康状态

监测[M]. 北京:机械工业出版社,2019:1-7.

- [5] 吴丽然,吴命利.级联H桥型变流器直流电压均衡控制[J].电力自动化设备,2017,37(10):100-106.
   WU Liran,WU Mingli. DC voltage balancing control for cascaded H-bridge converter[J]. Electric Power Automation Equipment,2017,37(10):100-106.
- [6] 吴小丹,王鹏飞,朱信舜,等. 星型链式 STATCOM 闭环负序注 入法控制策略[J]. 电力电子技术,2020,54(4):40-44.
   WU Xiaodan, WANG Pengfei, ZHU Xinshun, et al. Research on negative sequence closed-loop current injection control strategy of star cascaded STATCOM[J]. Power Electronics, 2020,54(4):40-44.
- [7] 谭树龙,杨耕,耿华. 不平衡工况下链式STATCOM的运行极限 分析[J]. 电力自动化设备,2015,35(1):44-49,78.
   TAN Shulong, YANG Geng, GENG Hua. Analysis of operating limit for cascaded STATCOM in unbalanced condition[J]. Electric Power Automation Equipment,2015,35(1):44-49,78.
- [8] 王松,李耀华. 电网不平衡下链式 STATCOM 补偿与控制策略
   [J]. 电工电能新技术,2017,36(1):1-9.
   WANG Song,LI Yaohua. Compensation and control strategy of cascade STATCOM under unbalanced grid condition [J]. Advanced Technology of Electrical Engineering and Energy,2017, 36(1):1-9.
- [9] 李奕欣,赵书强,马燕峰,等. 三相LCL型并网逆变器的阻抗建 模及特性分析[J]. 电力自动化设备,2019,39(7):107-113.
   LI Yixin,ZHAO Shuqiang,MA Yanfeng,et al. Impedance modeling and characteristic analysis of three-phase LCL-type gridconnected inverters[J]. Electric Power Automation Equipment, 2019,39(7):107-113.
- [10] WANG X F, HARNEFORS L, BLAABJERG F. Unified impedance model of grid-connected voltage-source converters [J]. IEEE Transactions on Power Electronics, 2018, 33 (2): 1775-1787.
- [11] HARNEFORS L. Modeling of three-phase dynamic systems using complex transfer functions and transfer matrices [J]. IEEE Transactions on Industrial Electronics, 2007, 54(4):2239-2248.
- [12] FRANKLIN G F, POWELL J D, NAEINI A E. 自动控制原理 与设计[M]. 李中华,张雨浓,译. 北京:电子工业出版社,2014: 235-244.
- [13] HARNEFORS L, BONGIORNO M, LUNDBERG S. Input-admittance calculation and shaping for controlled voltage-source converters[J]. IEEE Transactions on Industrial Electronics, 2007,54(6):3323-3334.
- [14] 阮新波,王学华,潘冬华,等.LCL型并网逆变器的控制技术 [M].北京:科学出版社,2015:184-201.
- [15] YANG Dongsheng, RUAN Xinbo, WU Heng. Impedance shaping of the grid-connected inverter with LCL filter to improve its adaptability to the weak grid condition[J]. IEEE Transactions on Power Electronics, 2014, 29(11):5795-5805.
- [16] 王兆安,刘进军,王跃,等.谐波抑制和无功功率补偿[M].北 京:机械工业出版社,2015:337-362.

#### 作者简介:



吴小丹

吴小丹(1982—),男,江苏宜兴人,高级 工程师,硕士,主要研究方向为柔性交直流 输电系统及应用(E-mail:wuxd@nrec.com);

王鹏飞(1992—),男,宁夏银川人,工 程师,硕士,主要研究方向为柔性交流输电 系统及应用;

曹冬明(1972—),男,江苏泰兴人,研 究员级高级工程师,硕士,主要研究方向为 高压直流输电及柔性交流输电技术。

# Analysis on DC-side input impedance and AC / DC power coupling relationships of star cascaded STATCOM

WU Xiaodan, WANG Pengfei, CAO Dongming

(NR Electric Co., Ltd., Nanjing 211102, China)

**Abstract**: The phenomenon of DC-side voltage instability of star cascaded STATCOM (STATic synchronous COMpensator) occurs frequently when AC system fault happens, which brings difficulties to its application. Firstly, the phase compensation factor and current cross decoupling technology are introduced to deduce the AC-side input admittance, and the DC-side input impedance is deduced by mathematical model extended analysis of the power module. According to the obtained AC-side input admittance and DC-side input impedance, the relationship between AC-side voltage disturbance and DC-side voltage disturbance is established, and the AC / DC power coupling relationship is analyzed. Analysis result shows that the AC-side disturbance voltage causes AC disturbance current through AC-side input admittance, and DC-side voltage disturbance is formed by two AC disturbance current through DC voltage control loop. The final DC-side voltage are adopted to verify the experimental results. The experimental results show that the proposed method can accurately analyze the DC-side voltage disturbance level under AC system fault.

Key words: STATCOM; input admittance; input impedance; AC / DC power coupling; feedforward control of voltage; hardware in-loop dynamic simulation experiment

(上接第69页 continued from page 69)

# Switching transient analysis of redundant fault-tolerant process of cascaded STATCOM

ZHANG Yang<sup>1,2</sup>, WAN Anping<sup>3</sup>, DENG Caibo<sup>2</sup>, LIN Weixing<sup>4</sup>

(1. School of Mechanical and Electric Engineering, Nanchang Institute of Technology, Nanchang 330099, China;

2. State Grid Jiangxi Electric Power Research Institute, Nanchang 330096, China;

3. School of Mechanical Engineering, Zhejiang University, Hangzhou 310027, China;

4. TBEA Xinjiang New Energy Co., Ltd., Urumqi 830011, China)

**Abstract**: The redundant fault-tolerant control of power module is critical to the improvement of cascaded STATCOM(STATic synchronous COMpensator) reliability. Redundant fault tolerance includes fault tolerance and abnormal fault tolerance. At present, the ideal models are often used to describe the redundant fault-tolerant process of the system, which cannot well reflect the switching transient process in these two situations. So an equivalent circuit model is proposed, which comprehensively considers the influence of contactor excitation circuit and arc discharge. The mathematical model of switching transient in redundant fault-tolerant process is established, and the proposed model is compared with the ideal model through theoretical analysis, simulation and experiments. Results show that the proposed model can more accurately describe the switching transient process in the redundant fault-tolerant process of system.

Key words: redundant fault tolerance; equivalent model; cascaded STATCOM; transient analysis; bypass switch



图 A1 STATCOM 功率模组

Fig.A1 Power module of STATCOM

# 表 A1 STATCOM 系统参数 Table A1 Parameters of STATCOM system

参数	数值	参数	数值
额定容量 S <sub>N</sub>	12 Mvar	控制系统延时 Td	300 µs
额定电压 U <sub>N</sub>	10 kV	电流控制器比例系数 kp	3.17 Ω
模组直流电压 V <sub>dc</sub>	850 V	电流控制器积分系数 k <sub>i</sub>	$65.75 \ \Omega/s$
交流滤波电感 L <sub>f</sub>	3.82 mH	直流电压控制器比例系数 k <sub>p,DVC</sub>	$4.11 \ \Omega^{-1}$
模组均压电阻 R <sub>j</sub>	33 kΩ	直流电压控制器积分系数 k <sub>i,DVC</sub>	142.58 s/ $\Omega$
模组电容 C <sub>j</sub>	7.2 mF		