基于双馈风机抗阻比的次同步振荡抑制策略

李志军[1,2]，刘　洋[3]，张家安[1,2]
（1. 河北工业大学 河北省电磁场与电器可靠性重点实验室，天津 300130；
2. 河北工业大学 省部共建电工装备可靠性与智能化国家重点实验室，天津 300130；
3. 河北工业大学 人工智能与数据科学学院，天津 300130）

摘要：现有的抑制双馈风机次同步振荡（SSO）的方法大多以转子转速偏差信号作为输入，需要较大增益的同时可能会引起超同步振荡。利用双馈风电场-串联补偿输电系统的复频域阻抗模型，将基于双馈风机网侧变流器的阻尼控制等效为虚拟阻抗，解释了双馈风机在不同抗阻比以及不同补偿角度下的作用机理；基于以线路电流为输入的次同步阻尼控制方法，提出了改进的基于双馈风机抗阻比设计最佳补偿角度的阻尼控制策略及参数整定方法。以真实风电场SSO事件为算例，在MATLAB / Simulink平台搭建双馈风电场-串联补偿输电系统的等值模型，通过时域仿真验证了所提阻尼控制策略的效果。

关键词：次同步振荡；串联补偿；双馈风机；抗阻比；次同步阻尼控制；振荡抑制
中图分类号：TM 614；TM 712　　**文献标志码**：A　　DOI：10.16081/j.epae.202202006

0　引言

双馈风电场经串联补偿电容并网容易产生次同步谐振SSR（Sub-Synchronous Resonance）/ 次同步振荡SSO（Sub-Synchronous Oscillation），进而引发电力系统事故。美国德克萨斯州南部电网和我国华北沽源风电场分别在2009年和2012年发生了风电场与串联补偿电容交互作用引发的SSO，导致大面积风机脱网[1-2]。因此，开展SSO及其相关抑制技术的研究具有重要的现实意义和应用价值。

文献[3-4]结合感应发电机效应IGE（Induction Generator Effect）和次同步控制相互作用SSCI（Sub-Synchronous Control Interaction），分析了双馈风机发生SSO的机理；文献[5-6]利用特征值分析法和闭环极点稳定性判据，给出了在双馈风电场中判断SSO稳定性的方法。在已有研究中，抑制SSO的方法主要分为基于转子侧变流器RSC（Rotor Side Converter）、网侧变流器GSC（Grid Side Converter）和柔性交流输电系统FACTS（Flexible AC Transmission System）设备的阻尼控制3类。在风机RSC控制系统中附加次同步阻尼控制SSDC（Sub-Synchronous Damping Control）的方式来抑制SSO，可以取得一定的效果，如：文献[7]和文献[8]分别以转子转速偏差和转子dq轴电流为输入控制信号ICS（Input Control Signal），在转子侧控制器中附加SSDC成功抑制了SSO。在系统回路中等效串联接入虚拟阻抗，转子侧阻尼控制会影响发电机的动态特性[9]，并可能增强系统的其他振荡模态[10]，导致其增益限制在特定的范围内，抑制效果有限。

由于FACTS设备远离风电场且大多以并联方式接入，利用其抑制SSO的技术也日渐成熟。文献[11]利用静态同步补偿器，以接入点电压作为阻尼控制的输入来抑制SSO，但并未揭示相位补偿参数的确定方法。相比于线路电压，线路电流具有更好的信噪比，能够更加有效地提取出谐振成分用于抑制SSO。文献[12]以线路电流为ICS，提出了基于电压源逆变器的SSO抑制策略，但同样未解释相位补偿参数的确定方法和依据。同时，FACTS设备的造价昂贵，且占地面积大，在抑制SSO的实际应用中受到限制。

类似于FACTS设备，风机GSC的SSDC也以并联方式抑制SSO，无需借助额外设备，同时不影响发电机在工频下的动态特性，相较于其他2类方法具有更高的应用价值。已有研究大多以转子角频率偏差$\Delta\omega_r$为ICS[13]，由于$\Delta\omega_r$中的振荡分量很小，相应SSDC的增益取值非常大，可能导致系统超同步振荡模式失稳[10]。文献[13]从定转子附加转矩的角度解释了基于$\Delta\omega_r$的SSDC作用机理，但缺少明确的传递函数关系和物理意义，且其增益不易确定。文献[9,14]将静止同步补偿器（STATCOM）中基于线路电流为ICS的SSDC应用到GSC控制器中，在标幺化的控制环中方便地实现了SSDC设计，但缺少相关理论依据分析和相位补偿参数的设计方法。

本文针对传统的以$\Delta\omega_r$为ICS的SSDC，基于双馈风机的抗阻比提出了一种以线路电流为ICS的改进阻尼控制方法。以沽源和Cenizo风电场发生的SSO事故为算例，基于系统的复频域电路阻抗模型分析双馈风电场-串联补偿输电系统产生SSO的机理；将

收稿日期：2021-08-16；**修回日期**：2021-12-03
在线出版日期：2022-02-21
基金项目：河北省科技支撑计划项目（15212105D）
Project supported by the Key Technology Support Program of Hebei Province（15212105D）

GSC的SSDC等效为虚拟阻抗，给出双馈风机在不同抗阻比下补偿角度的确定方法及在不同补偿角度下抑制SSO的作用原理；最后，在MATLAB / Simulink平台上搭建时域仿真模型，对不同的补偿角度和双馈风机抗阻比进行仿真分析，验证所提基于双馈风机抗阻比的阻尼控制方法的有效性。

1　SSO机理分析

1.1　双馈风电场-串联补偿输电系统模型

鉴于风能资源的分布特性，风电场往往位于偏远地区，由于输电线路较长，无法忽略线路电感，且会导致送出端电压下降。在实际工程中，为了抵消线路感抗，通常在线路中增加串联补偿电容。以沽源风电场为代表的双馈风电场-串联补偿输电系统的拓扑结构见附录A图A1。由n台额定功率为1.5 MW的双馈风机组成的风电场，经3台升压变压器和串联补偿输电线路接入电网。

利用串联补偿电容补偿线路压降的方法简单有效。但风电系统并网发电运行时对外呈感性，会与串联补偿电容相互作用构成串联LC谐振回路，可能导致SSO的发生。SSO主要分为IGE、SSCI和次同步扭矩相互作用SSTI（Sub-Synchronous Torsion Interaction）3类。根据SSO的分类依据[4]，基于背靠背变流器的双馈风电场SSO往往同时包含IGE和SSCI，具体分析可参考文献[3-5]，本文不再赘述。

1.2　SSO机理分析

在整个次同步频段内，由于双馈风机GSC支路的等效阻抗为正且幅值远大于定转子支路阻抗[15]，使得并联后的风机总等效阻抗仍与定转子支路阻抗近似相等。因此，GSC支路的等效阻抗对谐振频率及SSO的收敛性几乎没有影响。在分析双馈风机等效阻抗模型时，GSC支路通常被等效为开路[15]。

次同步频段内简化的双馈风机Ⅲ型阻抗模型如式（1）所示[15]。

$$Z_{\mathrm{dfig}}(\mathrm{j}\omega_{\mathrm{p}})=R_{\mathrm{s}}+\frac{R_{\mathrm{r}}}{\sigma_{\mathrm{p}}}+\frac{K_{i\mathrm{p}}}{\sigma_{\mathrm{p}}}+\mathrm{j}\left[\omega_{\mathrm{p}}L_{\mathrm{ls}}+\omega_{\mathrm{p}}L_{\mathrm{lr}}-\frac{K_{i\mathrm{i}}}{(\omega_{\mathrm{p}}-\omega_{\mathrm{s}})\sigma_{\mathrm{p}}}-\frac{K_{\mathrm{d}}}{\sigma_{\mathrm{p}}}\right] \tag{1}$$

$$\sigma_{\mathrm{p}}=(\omega_{\mathrm{p}}-\omega_{\mathrm{r}})/\omega_{\mathrm{p}} \tag{2}$$

式中：Z_{dfig}为双馈风机的等效阻抗；ω_{p}、ω_{s}分别为谐振电流、定子电流的角频率；ω_{r}为转子角频率；R_{s}、R_{r}分别为定、转子电阻；L_{ls}、L_{lr}分别为定、转子漏感；$K_{i\mathrm{p}}$、$K_{i\mathrm{i}}$分别为RSC电流内环调节器的比例、积分系数；K_{d}为d、q轴的交叉耦合项，具体计算式可参考文献[16]；σ_{p}为次同步转差率。

为了进一步简化分析，可以将式（1）中的电阻、电感部分在复频域内分别等效为R_{d}和sL_{d}两部分，据此得到双馈风电场-串联补偿输电系统在复频域下的等效阻抗电路图，如图1所示。图中：R_{g}、L_{g}分别为线路电阻、电感；C为串联补偿电容；$I_{\mathrm{sub}}(s)$为次同步电流；$U(s)$为复频域下仅考虑次同步电流时的总电压。由图1可得：

$$U(s)=I_{\mathrm{sub}}(s)\left(R_{\mathrm{g}}+R_{\mathrm{d}}+sL_{\mathrm{g}}+sL_{\mathrm{d}}+\frac{1}{sC}\right) \tag{3}$$

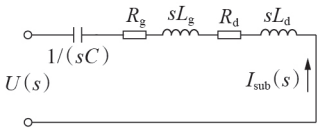


图1　系统等效阻抗电路图

Fig.1　Equivalent impedance circuit diagram of system

在谐振频率处容抗和感抗之和为0，因此可得该条件下谐振点的等效阻抗Z_{sub}为：

$$Z_{\mathrm{sub}}(\mathrm{j}\omega_{\mathrm{p}})=R_{\mathrm{d}}+R_{\mathrm{g}} \tag{4}$$

当$R_{\mathrm{d}}+R_{\mathrm{g}}<0$时，系统谐振电流会因负电阻特性而逐渐放大，最终导致发生功率振荡。

2　基于补偿角度的阻尼控制机理分析

2.1　阻尼控制分析

GSC支路的等效阻抗远大于定转子支路阻抗，因此在分析SSO时将GSC支路等效为开路。在GSC控制器中加入SSDC后，选择特定的ICS可以等效为在电路中并联受控电流源[12,17]。以次同步电流信号作为ICS，补偿一定的角度后将其加入电流控制内环可视为受控电流源，以改变GSC支路的等效阻抗，从而抑制SSO。加入SSO阻尼控制后系统的等效阻抗电路图如图2所示。由图可得：

$$\begin{cases}U(s)=I_{\mathrm{sub}}(s)\left(R_{\mathrm{g}}+sL_{\mathrm{g}}+\dfrac{1}{sC}\right)+I_{\mathrm{d}}(s)(R_{\mathrm{d}}+sL_{\mathrm{d}})\\ I_{\mathrm{d}}(s)=I_{\mathrm{sub}}(s)-k'I_{\mathrm{sub}}(s)\end{cases} \tag{5}$$

$$k'=k\cos\theta+\mathrm{j}k\sin\theta \tag{6}$$

式中：k'为对电流相位补偿后的等效增益，根据对线路电流相位的补偿角度θ，可将其等效分解为与原有电流同相位和超前90°两部分，如式（6）所示；k为受控电流源对输入谐振电流的等效增益。

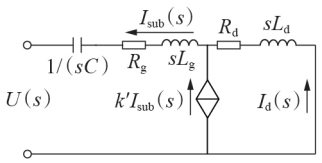


图2　加入阻尼控制后系统等效阻抗电路图

Fig.2　Equivalent impedance circuit diagram of system with damping control

联立式（5）和式（6）并化简可得等效阻抗Z_{sub}为：

$$Z_{\mathrm{sub}}(\mathrm{j}\omega_{\mathrm{p}})=R_{\mathrm{d}}+R_{\mathrm{g}}-kR_{\mathrm{d}}\cos\theta+k\omega_{\mathrm{p}}L_{\mathrm{d}}\sin\theta-\mathrm{j}(k\omega_{\mathrm{p}}L_{\mathrm{d}}\cos\theta+kR_{\mathrm{d}}\sin\theta) \tag{7}$$

由式(7)可知,阻尼控制最终被等效为串联在电路中的一个电阻和一个电感/电容,等效阻抗的幅值与k及双馈风机的阻抗成正比。式(7)中的实部代表系统总电阻,其取值的正负决定了SSO能否收敛,所以当θ变化时,阻尼控制被等效为大小不同的正/负电阻。当式(7)的实部为正时,系统呈现正阻抗,会使SSO收敛。

2.2 补偿角度及双馈风机抗阻比分析

令$x=\omega_p L_d/|R_d|$为次同步角频率ω_p下双馈风机的等效电抗与等效电阻之比(即抗阻比),当发生SSO时,次同步频段内$R_d<0$,因此$|R_d|=-R_d$,则有$\omega_p L_d=-xR_d$,将其代入式(7)可得:

$$Z_{sub}(j\omega_p)=R_d+R_g+(\cos\theta+x\sin\theta)k|R_d|+ j(\sin\theta-x\cos\theta)k|R_d| \tag{8}$$

在k不变且$k>0$的情况下,应最大化电阻部分的等效增益$\cos\theta+x\sin\theta$,尽量避免电抗部分的等效增益$\sin\theta-x\cos\theta$为负。由式(1)可知,抗阻比x与转子角频率、谐振频率等多个参数为非线性关联。当双馈风机处于发生SSO的临界状态时,等效负电阻可能很小,此时抗阻比很大,可以近似为无穷大;当谐振频率较小(已知的SSO事件中最小值为4.9 Hz)而转子角频率ω_r很小(对应的输出有功功率约为0.3 p.u.)时,双馈风机的感抗因谐振频率很小而大幅减小,而等效负电阻因次同步转差率σ_p很大而变大,抗阻比可能变为小于1的某一数值。以文献[2]中风机的阻抗参数为例,在SSO频率为5~30 Hz、转子转速为0.8~1.2 p.u.的条件下,抗阻比$x\in(0.21, 5.35)$。选取该范围内的4个抗阻比取值,可得等效增益随θ的变化关系如图3所示。

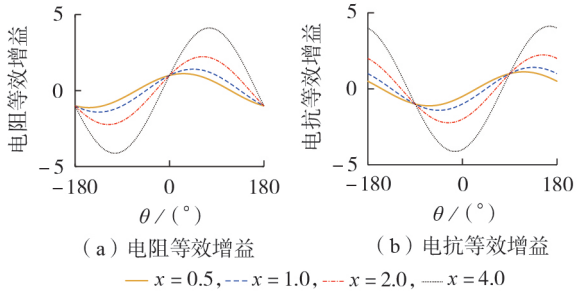


图3 等效增益随θ的变化曲线

Fig.3 Variation curves of equivalent gain vs. θ

由图3(a)可看出,当抗阻比不同时,等效正电阻最大值处的θ也不同。通过求导可以得到θ的最大值$\theta_{max}=\arctan x$,其与双馈风机的抗阻比x正相关。同时,等效正电阻在$[\theta_{max}-90°, \theta_{max}]$范围内与$\theta$负相关,在$[\theta_{max}, \theta_{max}+90°]$范围内与$\theta$正相关。结合图3(b)可知,$\theta_{max}$处的等效电抗为0,而在$[\theta_{max}, \theta_{max}+90°]$范围内SSDC被等效为电感,且随着$\theta$的增大而增大。等效电感可以使系统的串联补偿度减小,进而减小SSO频率和次同步转差率σ_p,进一步减小双馈风机的等效电阻R_d。

设SSDC附加的虚拟电阻和感抗分别为ΔR和ΔX_L,将因ΔX_L的作用使风机等效负电阻减小的电阻变化量设为$\Delta R'$。在$[\theta_{max}, \theta_{max}+90°]$范围内,随着$\theta$的增大,$\Delta R$会减小而$\Delta R'$增大。结合文献[5]可知,随着$\theta$的增加,$\Delta R$的减少量大于$\Delta R'$的增加量。要取得SSDC总电阻的最大值,应优先使$\Delta R$更大。在实际SSDC的设计中,为了避免计算误差使补偿角度θ偏移至$[\theta_{max}-90°, \theta_{max})$范围内,$\theta$取值应略大于$\theta_{max}$。

3 GSC的SSDC设计

3.1 SSDC分析及设计

不同于文献[7,13]中以转子角频率偏差$\Delta\omega_r$为ICS,以线路电流为ICS的SSDC需要在abc坐标系下进行SSO成分提取和相位补偿,然后将其转换为dq坐标系下的电流控制信号并馈入GSC的电流控制环中。在标幺化后的控制环内,可以更简单地确定以线路电流为ICS的SSDC的增益k,且由第2节分析可知,增益k具有更明确的物理意义。

基于文献[9,16]中的设计方法,得到改进SSDC的结构框图如图4所示。图中:$\boldsymbol{I}_{Labc}$为线路电流;$\boldsymbol{I}_{cgdq}$、$\boldsymbol{I}_{cgdqref}$分别为GSC支路电流及其参考值;$G_H(s)$、$G_L(s)$、$G_B(s)$、$G_{PS}(s)$分别为高通滤波器、低通滤波器、工频陷波器、相位补偿器的传递函数;ω_H、ω_L分别为高通滤波器、低通滤波器的截止角频率;ω_0为工频角频率;T_p为$G_{PS}(s)$的待设计参数。由图4可以看出,SSDC中带通滤波器由高通滤波器、低通滤波器和工频陷波器三部分串联组成,用以提取ICS中的SSO成分。含SSDC的双馈风机GSC控制框图见附录A图A2。

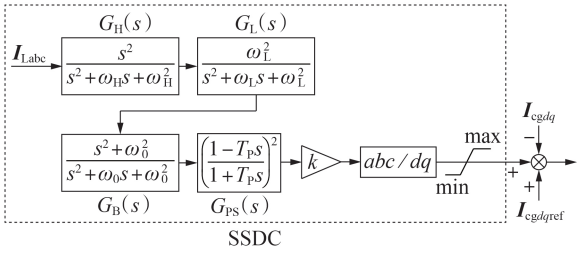


图4 改进SSDC的结构框图

Fig.4 Structure diagram of improved SSDC

设角频率为ω_p的SSO成分在带通滤波器下的延迟角为$\varphi_{BP}(\omega_p)$,相位补偿器需要补偿$\varphi_{BP}(\omega_p)$和参考补偿角度θ,实际补偿角度$\varphi(\omega_p)=\theta-\varphi_{BP}(\omega_p)$。已知实际补偿角度$\varphi(\omega_p)$后,根据相位补偿器的相频特性反解可以求得$T_p$,如式(9)所示[18]。

$$T_{\mathrm{P}}=\frac{1}{\omega_{\mathrm{p}}}\tan\left(\frac{\pi}{2}-\frac{\varphi(\omega_{\mathrm{p}})}{4}\frac{\pi}{180}\right) \tag{9}$$

根据$\varphi(\omega_{\mathrm{p}})$设计所得$T_{\mathrm{P}}$，可以使最终输出信号与输入之间的相位差为参考补偿角度θ。根据第2节的分析，当$\theta\in(\theta_{\max},\theta_{\max}+10^{\circ})$时，SSDC的等效电阻较大且电整体呈感性，在有限的GSC容量下能最大限度地抑制SSO。

3.2　SSDC鲁棒性分析

SSDC的输入信号经带通滤波器提取后，输出对应的控制信号。当系统发生扰动时，若未发生SSO，则经带通滤波器后的控制信号可以近似为0，此时SSDC不作用，对干扰无响应；若发生SSO且振荡频率不变，则SSDC发挥作用以抑制SSO；若发生SSO且振荡频率发生变化，则考虑不同振荡频率对带通滤波器的相位响应不同，在设计滤波器的截止角频率时尽可能远离风电场的主要SSO频段，以减小频率变化对滤波器相位响应的影响。同时在设计补偿角度θ时，根据滤波器在SSO频段边界角频率处的相位偏移，留有相应的相位裕度，以保证实际SSO频段内的补偿角度始终略大于$\theta_{\max}$，使其等效电阻为正的同时整体呈感性，此时的阻尼控制具有良好的鲁棒性。

4　仿真验证

本文所研究的SSO模态由整座风电场的等效阻抗与线路相互作用形成。考虑到风电场内包含的大多是同一型号的风机，且大多直接连接到母线，不同风机的运行状态与风电场内局部线路的阻抗参数对SSO的影响很小，所以为了简化模型，在仿真模型中进一步用n台参数和运行状态相同的小容量风机模型等值风电场[19-20]。

4.1　算例1

以2012年年底在沽源风电场–串联补偿输电系统发生的频率为7.1 Hz的SSO事故为算例1。在MATLAB／Simulink平台上搭建图A1所示的仿真模型，其中双馈风机模型来源于MATLAB／demo中的Wind Farm-DFIG Detailed Model。输电线路以及发电机参数均来源于沽源风电场的真实数据[2,19]。其他相关参数如附录A表A1所示。

风机运行在转子转速为1.12 p.u.的状态（风速为固定值10.3 m／s），无功参考给定为0。在20 s时投入串联补偿电容，系统发生频率为7.1 Hz的SSO。算例1的SSO频段为5~10 Hz，根据图4所示SSDC结构框图和3.2节的分析，设计ω_{H}、ω_{L}、ω_0的取值分别为2×2π、45×2π、50×2π rad／s，带通滤波器的Bode图见附录A图A3。由图可知，频率为7.1 Hz的SSO成分在滤波器下的延迟角$\varphi_{\mathrm{BP}}(7.1\times2\pi)=-0.4^{\circ}$。基于表A1和文献[19]中风机的阻抗参数，根据式(1)和式(2)可计算得到抗阻比$x\approx1.8$，进而得到$\theta_{\max}=61^{\circ}$。

为了验证第2节中抗阻比x和补偿角度θ与SSDC等效阻抗的关系，当附加SSDC时，分别取θ为46°、61°、76°，对应的实际补偿角度$\varphi(7.1\times2\pi)$分别为46.4°、61.4°、76.4°（将其分别记为情形1—3）。SSDC的增益$k=0.7$时，得到情形1—3以及未附加SSDC（情形4）下单台风机的输出有功功率，如图5所示。采用MATLAB中的快速傅里叶变换（FFT）工具得到4种情形下线路电流的部分频谱如表1所示，具体电流频谱分析结果见附录A图A4。当选取波形的周期数恰当时，FFT的电流频谱中谐波幅值与基波幅值之比应只在SSO频率处有较大的取值。而为了避免由FFT时间窗选取带来的误差，均选取接入电容后的相同周期数范围内的电流波形作为分析依据。当选取的周期数不恰当时，电流频谱会因栅栏效应导致实际SSO频率附近的几个频率处出现频谱泄露[21]，且越接近实际SSO频率处的谐波幅值与基波幅值之比越大[22]。根据电流频谱中谐波幅值与基波幅值之比取值最大对应的2个频率，可以估算得到实际的SSO频率，反映SSO频率的变化趋势。根据SSO频率的变大／变小情况，可以判断SSDC的电抗部分呈现容性／感性。根据有功功率收敛时的振荡幅值，可以判断SSDC等效正电阻的大小。

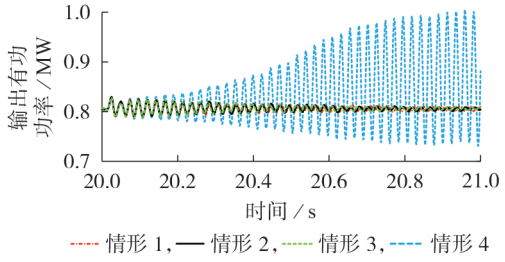


图5　4种情形下单台风机的输出有功功率

Fig.5　Output active power of single wind turbine generator under four conditions

表1　4种情形下线路电流的部分频谱

Table 1　Part spectrum of line current under four conditions

频率／Hz	谐波幅值与基波幅值之比／%			
	情形1	情形2	情形3	情形4
5.714 29	0.89	0.92	1.22	7.99
6.428 57	1.51	1.53	2.39	18.70
7.142 86	3.05	3.66	3.01	66.00
7.857 14	2.91	1.43	1.21	18.00
8.571 42	1.00	0.78	0.76	6.81

由图5可知：情形1—3下SSDC均对SSO引起的功率振荡起到显著的抑制作用，即等效电阻均为正；当附加SSDC且补偿角度$\theta=61^{\circ}$时，功率振荡幅度最小，表明此时等效正电阻最大。由表1可知：当附加SSDC且补偿角度$\theta=46^{\circ}$时，SSO频率在7.14~

7.86 Hz范围内，相比于未附加SSDC的情形4，SSO频率有所增大，表明此时SSDC的等效电抗呈容性，增加了串联补偿度使得SSO频率升高；当附加SSDC且补偿角度$\theta=61^\circ$时，SSO频率变化很小，维持在7.1 Hz左右，SSDC的等效电抗较小，可近似为纯电阻；当附加SSDC且补偿角度$\theta=76^\circ$时，SSO频率在6.42~7.14 Hz范围内，表明SSDC的等效电抗呈感性。上述结果与前文的推论一致。

4.2 算例2

以2017年美国Cenizo风电场因Lobo-Cenizo线路断路与串联补偿输电线路发生了频率为22.5 Hz的SSO事故[14]为算例2，进一步验证本文所提SSDC设计方法的有效性。Cenizo风电场经575 V／34.5 kV变压器、34.5 kV／345 kV变压器和串联补偿输电线路并入N Edinburg电网。线路及风机参数参考文献[14]。根据滤波器参数ω_H、ω_L、ω_0取值分别为5×2π、55×2π、60×2π rad／s，可求得$\varphi_{BP}(22.5\times2\pi)=-37^\circ$，带通滤波器的Bode图见附录A图A5。

同理计算得到抗阻比$x\approx0.90$，$\theta_{max}=42^\circ$。当附加SSDC时，分别取θ为32°、42°、52°，对应的实际补偿角度$\varphi(22.5\times2\pi)$分别为69°、79°、89°（将其分别记为情形A、B、C）。由于串联补偿度较大，取SSDC的增益$k=1.2$以增强抑制效果。在9 s时投入串联补偿电容，得到上述3种情形以及未附加SSDC（情形D）下单台风机的输出有功功率，如图6所示。线路电流主要频率范围内的FFT频谱分析结果如表2所示，具体电流频谱分析结果见附录A图A6。

由图6和表2可知：在情形A、B、C下，风机的输出有功功率均能收敛，表明SSDC的等效电阻均为正；当附加SSDC且补偿角度$\theta=\theta_{max}=42^\circ$时（情形B），输出有功功率的收敛速度最快，此时频率为22.5000 Hz的电流占比最大，表明SSO频率相比未附加SSDC时变化很小，SSDC被等效为纯电阻；当附加SSDC且补偿角度θ=32°时（情形A），频率为24.6429 Hz的电流占比最大，即SSO频率升高，表明SSDC等效阻抗此时呈容性，且等效正电阻减小，因此相比于情形B和情形C，情形A的收敛速度最慢且振荡幅度最大；当附加SSDC且补偿角度$\theta=52^\circ$时（情形C），频率为20.3571 Hz的电流占比最大，即SSO频率减小至20.35 Hz左右，表明SSDC等效阻抗此时呈感性。

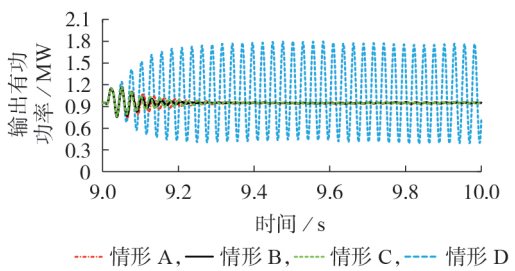


图6 4种情形下单台风机的输出有功功率

Fig.6 Output active power of single wind turbine generator under four conditions

表2 4种情形下线路电流的部分频谱

Table 2 Part spectrum of line current under four conditions

频率／Hz	谐波幅值与基波幅值之比／%			
	情形A	情形B	情形C	情形D
18.2143	1.51	1.95	2.76	4.35
19.2857	1.73	2.41	3.75	5.25
20.3571	2.51	3.35	5.06	6.75
21.4286	2.77	3.28	3.85	7.29
22.5000	3.83	3.55	2.61	121.92
23.5714	5.35	3.40	1.94	7.68
24.6429	6.26	2.64	1.98	6.36
25.7143	5.39	2.30	1.51	5.13
26.7857	4.30	1.90	1.38	4.27

5 结论

本文利用双馈风机的复频域电路阻抗模型分析了双馈风电系统中产生SSO的原理。通过将GSC的SSDC等效为电流源，在考虑风机抗阻比和ICS补偿角度的条件下，分析了阻尼控制的作用机理，提出了一种便于设计的改进阻尼控制方法，通过算例仿真进行验证，所得结论如下。

1）对于以线路电流作为ICS设计的阻尼控制，其最佳补偿角度与双馈风机自身在该SSO频率下的抗阻比x有关，且最佳补偿角度$\theta_{max}=\arctan x$，此时SSDC被等效为纯正电阻；当$\theta\in[\theta_{max},\theta_{max}+90^\circ]$时，SSDC被等效为正电阻和电感；当$\theta\in[\theta_{max}-90^\circ,\theta_{max})$时，SSDC被等效为正电阻和电容。

2）当SSO频率较低时，次同步转差率σ_p较大导致风机的负电阻较小，补偿角度θ可以在相当大的范围内有效抑制SSO；当SSO频率较高时，σ_p较小，此时风机的负电阻较大，SSDC的增益k应增大，在考虑相位裕度的情况下，θ应略大于最佳补偿角度θ_{max}。

附录见本刊网络版（http://www.epae.cn）。

参考文献：

[1] 薛安成，付潇宇，乔登科，等. 风电参与的电力系统次同步振荡机理研究综述和展望[J]. 电力自动化设备，2020，40(9)：118-128.
XUE Ancheng，FU Xiaoyu，QIAO Dengke，et al. Review and prospect of research on sub-synchronous oscillation mechanism for power system with wind power participation[J]. Electric Power Automation Equipment，2020，40(9)：118-128.

[2] 董晓亮，田旭，张勇，等. 沽源风电场串补输电系统次同步谐振典型事件及影响因素分析[J]. 高电压技术，2017，43(1)：321-328.
DONG Xiaoliang，TIAN Xu，ZHANG Yong，et al. Practical SSR

incidence and influencing factor analysis of DFIG-based series-compensated transmission system in Guyuan farms[J]. High Voltage Engineering,2017,43(1):321-328.
[3] TANG J,ACHILLES R,AGRAWAL B,et al. Readers guide to subsynchronous resonance[J]. IEEE Transactions on Power Systems,1992,7(1):150-157.
[4] 谢小荣，王路平，贺静波，等. 电力系统次同步谐振/振荡的形态分析[J]. 电网技术，2017，41(4)：1043-1049.
XIE Xiaorong, WANG Luping, HE Jingbo, et al. Analysis of subsynchronous resonance/oscillation types in power systems [J]. Power System Technology,2017,41(4):1043-1049.
[5] LEON A E,SOLSONA J A. Sub-synchronous interaction damping control for DFIG wind turbines[J]. IEEE Transactions on Power Systems,2015,30(1):419-428.
[6] 唐冰婕，迟永宁，田新首，等. 基于阻抗模型闭环极点的双馈风电系统次同步振荡稳定性分析[J]. 电网技术，2020，44(3)：871-880.
TANG Bingjie, CHI Yongning, TIAN Xinshou, et al. Stability analysis of subsynchronous oscillation in DFIG-based wind power system based on closed-loop poles of impedance model [J]. Power System Technology,2020,44(3):871-880.
[7] 董晓亮，李江，侯金鸣. 基于双馈风机转子侧变流器的次同步谐振抑制方法[J]. 电力系统自动化，2016，40(8)：92-97.
DONG Xiaoliang,LI Jiang,HOU Jinming. Subsynchronous resonance suppression method based on rotor-side converters in DFIG-based wind turbines[J]. Automation of Electric Power Systems,2016,40(8):92-97.
[8] 胡应宏，邓春，谢小荣，等. 双馈风机-串补输电系统次同步谐振的附加阻尼控制[J]. 电网技术，2016，40(4)：1169-1173.
HU Yinghong, DENG Chun, XIE Xiaorong, et al. Additional damping control of DFIG series compensated transmission system under sub-synchronous resonance[J]. Power System Technology,2016,40(4):1169-1173.
[9] FAN L L,MIAO Z X. Mitigating SSR using DFIG-based wind generation[J]. IEEE Transactions on Sustainable Energy,2012,3(3):349-358.
[10] MOHAMMADPOUR H A,SANTI E. SSR damping controller design and optimal placement in rotor-side and grid-side converters of series-compensated DFIG-based wind farm[J]. IEEE Transactions on Sustainable Energy,2015,6(2):388-399.
[11] 曹建春，项祖涛，燕翠，等. 抑制双馈风电场次同步谐振的STATCOM研究[J]. 电网技术，2019，43(3)：895-902.
CAO Jianchun, XIANG Zutao, YAN Hui, et al. Research on mitigating DFIG wind farm SSR with STATCOM [J]. Power System Technology,2019,43(3):895-902.
[12] 廖坤玉，肖湘宁，罗超，等. 基于VSC的双馈风电场群宽频带次同步谐振抑制作用分析与实验[J]. 电力自动化设备，2019，39(10)：71-79.
LIAO Kunyu,XIAO Xiangning,LUO Chao,et al. Effect analysis and experiment of broadband sub-synchronous resonance suppression of DFIG-based wind farm groups based on VSC [J]. Electric Power Automation Equipment,2019,39(10):71-79.
[13] 董晓亮，谢小荣，田旭. 双馈风机定子侧变流器的附加阻尼抑制次同步振荡方法[J]. 高电压技术，2016，42(9)：2785-2791.
DONG Xiaoliang, XIE Xiaorong, TIAN Xu. Sub-synchronous resonance mitigation scheme by stator side converter in doubly fed induction generator[J]. High Voltage Engineering,2016,42(9):2785-2791.
[14] LI Y,FAN L L,MIAO Z X. Replicating real-world wind farm SSR events[J]. IEEE Transactions on Power Delivery,2020,35(1):339-348.
[15] 廖坤玉，陶顺，姚黎婷，等. 考虑励磁的DFIG静止坐标系输入阻抗的频域建模与时变特性研究[J]. 中国电机工程学报，2018，38(16)：4886-4897，4994.
LIAO Kunyu,TAO Shun,YAO Liting,et al. Study on frequency-domain modeling and time-varying characteristics of DFIG input impedance with excitation under static reference frame[J]. Proceedings of the CSEE,2018,38(16):4886-4897,4994.
[16] 刘其辉，董楚然，于一鸣. 双馈风电并网系统高频谐振机理及抑制策略[J]. 电力自动化设备，2020，40(9)：163-172.
LIU Qihui, DONG Churan, YU Yiming. High frequency resonance mechanism and suppression strategy of doubly-fed wind power grid-connected system[J]. Electric Power Automation Equipment,2020,40(9):163-172.
[17] WANG L,XIE X R,JIANG Q R,et al. Centralised solution for subsynchronous control interaction of doubly fed induction generators using voltage-sourced converter[J]. IET Generation, Transmission & Distribution,2015,9(16):2751-2759.
[18] 杨冰灯，王西田，刘时雨，等. 电力系统附加次同步阻尼控制器的参数设计方法[J]. 南方电网技术，2019，13(5)：44-49.
YANG Bingdeng, WANG Xitian, LIU Shiyu, et al. Parameter design method of supplementery subsynchronous damping controller for power system[J]. Southern Power System Technology, 2019,13(5):44-49.
[19] 高澈，牛东晓，罗超，等. 双馈风电场单机与多机等值模型对次同步振荡特性影响的对比[J]. 电力自动化设备，2018，38(8)：152-157.
GAO Che,NIU Dongxiao,LUO Chao,et al. Comparison of impact on sub-synchronous oscillation characteristics between single-and multi-generator equivalent model in DFIG wind farm[J]. Electric Power Automation Equipment,2018,38(8):152-157.
[20] 王亮，谢小荣，姜齐荣，等. 大规模双馈风电场次同步谐振的分析与抑制[J]. 电力系统自动化，2014，38(22)：26-31.
WANG Liang, XIE Xiaorong, JIANG Qirong, et al. Analysis and mitigation of SSR problems in large-scale wind farms with doubly-fed wind turbines[J]. Automation of Electric Power Systems,2014,38(22):26-31.
[21] 翟晓军，周波. 一种改进的插值FFT谐波分析算法[J]. 中国电机工程学报，2016，36(11)：2952-2958.
ZHAI Xiaojun,ZHOU Bo. An improved interpolated FFT algorithm for harmonic analysis [J]. Proceedings of the CSEE, 2016,36(11):2952-2958.
[22] 杨涛，廖勇. 含双馈风电场的互联电力系统虚拟惯量与虚拟阻尼协调控制方法[J]. 电力自动化设备，2020，40(11)：92-100.
YANG Tao, LIAO Yong. Coordinated control method of virtual inertia and virtual damping for interconnected power system with doubly-fed wind farm [J]. Electric Power Automation Equipment,2020,40(11):92-100.

作者简介：

李志军

李志军(1964—)，男，高级工程师，博士研究生导师，博士，主要研究方向为电力系统稳定与控制(**E-mail**：zhijun_li@263.net)；

刘　洋(1998—)，男，硕士研究生，主要研究方向为电力系统稳定与控制、次同步振荡(**E-mail**：yangnote@qq.com)；

张家安(1975—)，男，讲师，博士，主要研究方向为新能源发电系统及智能化(**E-mail**：zhangjiaan@foxmail.com)。

（编辑　陆丹）

（下转第 152 页　continued on page 152）

Sub-synchronous oscillation mitigation method of wind power-flexible DC transmission system based on supplementary frequency dependent gain control

LI Jingyi[1,2], LI Haozhi[2], YIN Congqi[2], XIE Xiaorong[2], YANG Jianjun[1], WANG Ke[1]

(1. Key Laboratory of Far-shore Wind Power Technology of Zhejiang Province, Power China Huadong Engineering Corporation Limited, Hangzhou 311112, China;
2. State Key Laboratory of Control and Simulation of Power Systems and Generation Equipment, Department of Electrical Engineering, Tsinghua University, Beijing 100084, China)

Abstract: Aiming at the SSO(Sub-Synchronous Oscillation) problem caused by dynamic interaction between wind power and flexible DC transmission system, a SSO mitigation strategy based on SFDG(Supplementary Frequency Dependent Gain) control is proposed. Based on impedance theory, the mechanism of SSO in wind power-flexible DC transmission system is revealed. The optimal positions for applying SFDG controls are selected from multiple converter control loops by using parameter sensitivity analysis. By comparing the frequency characteristics of system's polymerization impedance before and after applying SFDG control, the principle and function of SFDG control are explained theoretically. The SSO mitigation effects of single SFDG control and two SFDG controls are verified by electromagnetic transient simulation.

Key words: wind power-flexible DC transmission system; sub-synchronous oscillation; supplementary frequency dependent gain control; parameter optimization; oscillation mitigation

(上接第145页 continued from page 145)

Sub-synchronous oscillation mitigation strategy based on DFIG's ratio of reactance to resistance

LI Zhijun[1,2], LIU Yang[3], ZHANG Jiaan[1,2]

(1. Key Laboratory of Electromagnetic Field and Electrical Apparatus Reliability of Hebei Province, Hebei University of Technology, Tianjin 300130, China;
2. State Key Laboratory of Reliability and Intelligence of Electrical Equipment, Hebei University of Technology, Tianjin 300130, China;
3. School of Artificial Intelligence, Hebei University of Technology, Tianjin 300130, China)

Abstract: Most of the existing methods to mitigate the SSO(Sub-Synchronous Oscillation) of DFIG(Doubly-Fed Induction Generator) take the rotor speed deviation signal as the input, which may cause super-synchronous oscillation and require large gain. Based on the impedance model of DFIG-based wind farm-series compensation power transmission system in complex frequency domain, the damping control based on grid side converter is equivalent to virtual impedance, and the action mechanism of DFIG under different ratios of reactance to resistance and different compensation angles is explained. Based on the sub-synchronous damping control method with line current as input, an improved damping control strategy and parameter setting method for designing optimal compensation angle based on DFIG's ratio of reactance to resistance are proposed. Taking the SSO events of real wind farms as the examples, the equivalent model of DFIG-based wind farm-series compensation power transmission system is built on MATLAB / Simulink platform, and the effectiveness of the proposed damping control strategy is verified by time-domain simulation.

Key words: sub-synchronous oscillation; series compensation; DFIG; ratios of reactance to resistance; sub-synchronous damping control; oscillation mitigation

附录 A

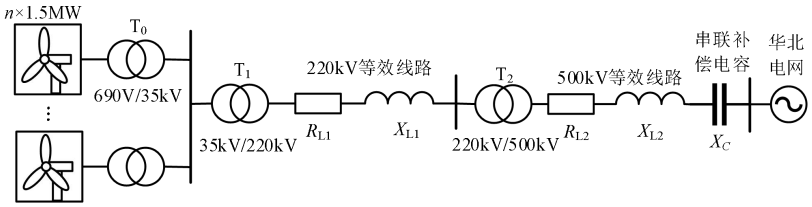


图 A1 双馈风电场-串联补偿输电系统的拓扑结构

Fig.A1 Topology structure of DFIG-based wind farm-series compensation transmission system

GSC 的控制框图如图 A2 所示，其为间接电流控制方式。图中，K_{dcp}、K_{dci} 和 K_p、K_i 分别为直流电容和电流内环的比例、积分系数；$\boldsymbol{I}_{cgdq}$、$\boldsymbol{I}_{cgdqref}$、$\boldsymbol{U}_{sdq}$ 分别为 GSC 支路电流、GSC 支路电流参考值、定子端电压；L_{cg} 为 GSC 支路电感。

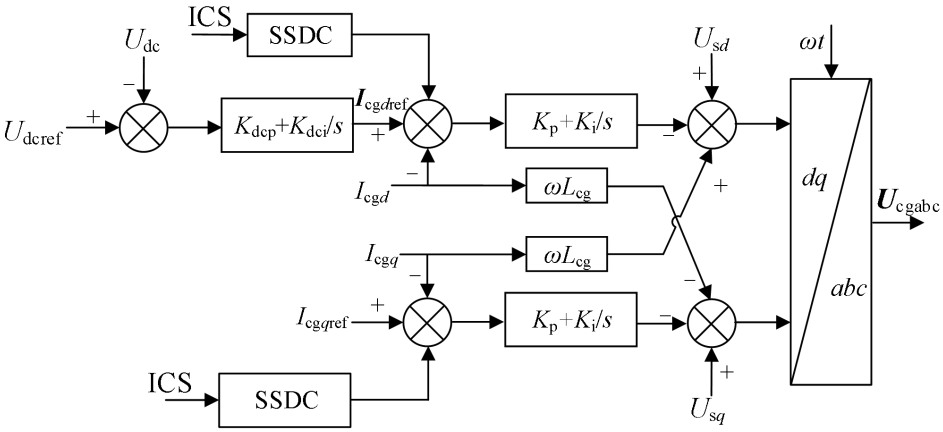


图 A2 GSC 控制框图

Fig.A2 Control block diagram of GSC

表 A1 其他相关参数

Table A1 Other related parameters

参数	取值	参数	取值
线路额定电压/kV	500	RSC 内环积分 K_{ii}	8
线路额定容量/MW	1500	GSC 内环比例 K_p	0.83
系统频率/Hz	50	GSC 内环积分 K_i	5
风机额定电压/V	690	GSC 支路电感 X_g	0.3 p.u.
风机额定功率/MW	1.5	GSC 支路电阻 R_g	0.003 p.u.
RSC 内环比例 K_{ip}	0.6	串联补偿电容 X_C	0.030 p.u.

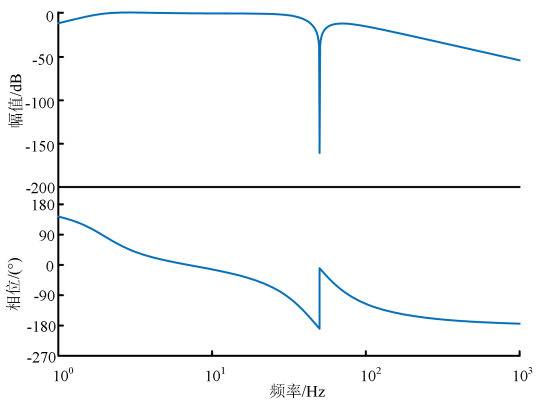
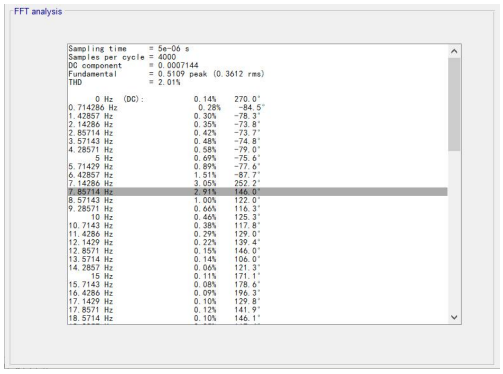
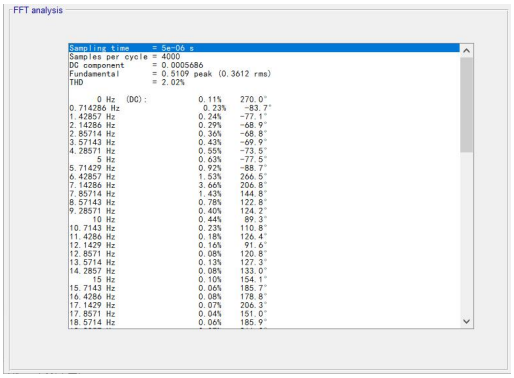


图 A3 带通滤波器的 Bode 图（算例 1）

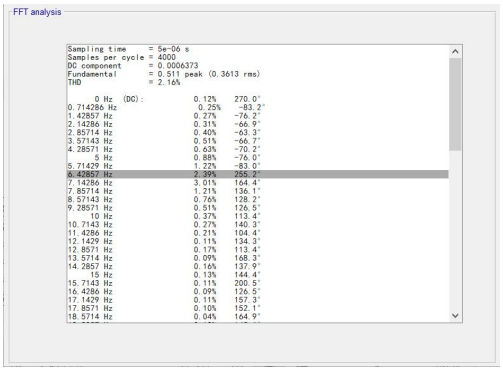
Fig.A3 Bode diagram of band-pass filter(Case 1)



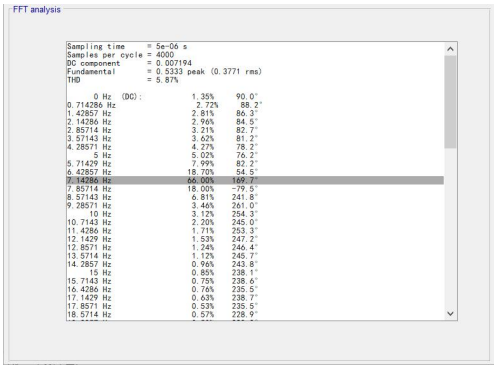
（a）情形 1



（b）情形 2



（c）情形 3



（d）情形 4

图 A4 FFT 电流频谱分析结果(算例 1)

Fig.A4 Analysis results of FFT current spectrum(Case 1)

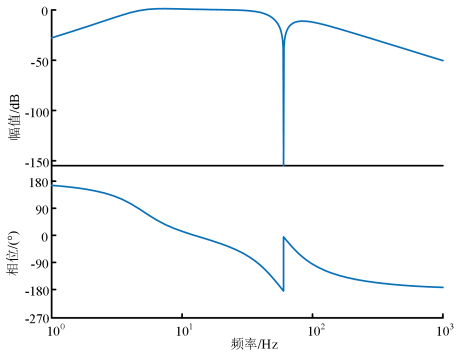
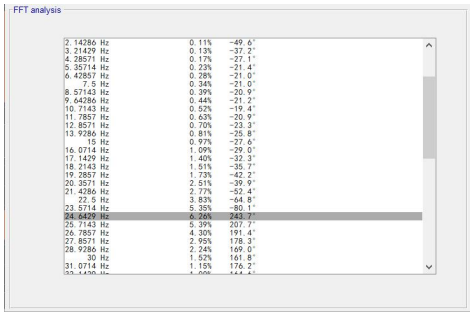
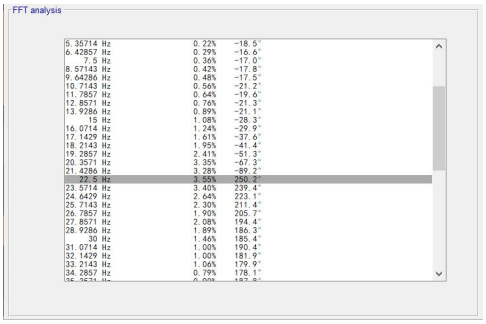


图 A5 带通滤波器的 Bode 图（算例 2）

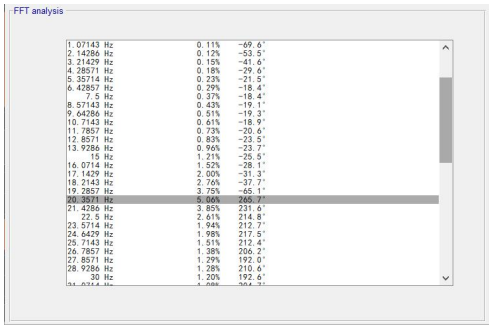
Fig.A5 Bode diagram of band-pass filter(Case 2)



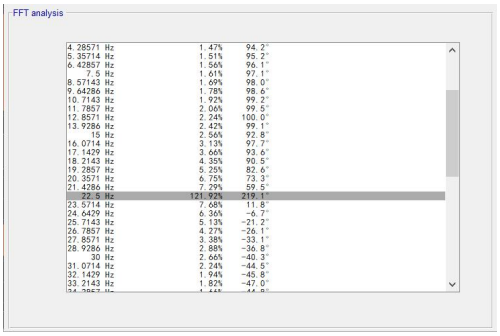
（a）情形 A



（b）情形 B



（c）情形 C



（d）情形 D

图 A6 FFT 电流频谱分析结果(算例 2)

Fig.A6 Analysis results of FFT current spectrum(Case 2)