

非正弦周期性负荷扰动引发强迫振荡机理分析

伍双喜¹,徐衍会²,宫晓珊²

(1. 广东电网有限责任公司 电力调度控制中心,广东 广州 510600;

2. 华北电力大学 电气与电子工程学院,北京 102206)

摘要:电网强迫振荡问题日益突出,负荷侧引起强迫振荡的研究还不够深入。完善了非正弦持续周期性负荷扰动引发电网强迫功率振荡机理的理论推导,对比了冲击性负荷扰动与正弦波负荷扰动引发系统强迫振荡的区别,并分析了影响强迫振荡幅值的主要因素。在现有的负荷侧强迫功率振荡机理的基础上,将冲击性负荷傅里叶分解为若干正弦波的叠加,通过模态法对单机无穷大系统和多机系统分别进行了分析,得出冲击性负荷引发的强迫振荡幅值比正弦扰动负荷更大的结论,并通过单机无穷大系统和 IEEE 9 节点系统算例进行仿真验证。

关键词:强迫振荡;非正弦;周期性负荷扰动;多机系统

中图分类号:TM 761

文献标识码:A

DOI:10.16081/j.issn.1006-6047.2018.08.011

0 引言

近年来强迫振荡在电力系统中时有发生,严重影响了电力系统的安全、稳定运行。强迫功率振荡从产生机理到振荡特征均与经典弱阻尼自由振荡有较大的区别,于是国内外学者对强迫振荡的机理、特性、振荡源定位以及抑制方法等进行了丰富的研究。强迫功率振荡的概念在 1990 年被提出^[1],文献[1]指出即使安装了电力系统稳定器(PSS),在联系较弱的系统中仍然可能发生低频振荡。文献[2-4]通过求解线性化电力系统的动态方程分析强迫振荡的机理,并得出结论:当系统持续的周期性功率扰动的频率接近系统功率振荡的固有频率时,会引起大幅度的功率振荡。在此基础上,文献[5]引入多自由度强迫振动理论推导得到多机系统的强迫振荡方程;文献[6]拓展了传统的狭义强迫振荡的研究,研究在模式间非线性相互作用的影响下广义强迫振荡的理论。通过对机理的深入研究,文献[7-9]分别通过能量法、经验模态理论、时延估计法对振荡源进行定位,从而进一步对强迫振荡进行抑制。

电力系统中存在着持续的周期性负荷扰动^[10],因此负荷侧能否引起电网强迫功率振荡非常值得研究。当负荷扰动的频率与系统固有频率相同或相近时,同样会引发系统的强迫功率振荡,表现为机组间转子角的剧烈摇摆、输电线传输功率的大幅波动^[11-13]。文献[11]对 2 机模型进行推导,阐述了原动机功率与负荷两者持续周期性扰动引发电网强迫

功率振荡的区别。在此基础上,文献[12-13]分析了周期性负荷扰动引发多机电力系统强迫功率振荡的机理,并分析了负荷扰动引发强迫功率振荡的主要影响因素;文献[14]通过仿真验证了强迫振荡程度受振荡源位置的影响。

然而,现有的针对负荷侧强迫振荡的研究大多基于在负荷节点引入正弦波扰动,根据强迫功率振荡实例,能够引发强迫振荡的负荷为具有主动性的冲击性负荷,该类负荷波形具有类似方波或三角波的特征,而非正弦波。2015 年 3 月广州增城站由于联众钢铁厂负荷波动引起强迫功率振荡,同年 9 月柏山站因用户侧的轧钢机、精炼炉等设备的冲击性负荷引发强迫功率振荡。从现场数据录波可见,增城站的增宁甲线和增荔甲线发生振荡时的有功功率波形不同于发生一般振荡时的正弦波形,而更接近于有平顶的方波,柏山站的马柏线发生振荡时的有功功率波形也并非正弦波形而更接近于有尖顶的三角波。因此研究非正弦周期性负荷扰动引发强迫振荡的机理更具有工程实践的意义,同时也为进一步研究负荷侧引发的强迫振荡的传播与抑制奠定了基础。

本文将冲击性负荷扰动通过傅里叶分解为若干正弦波的叠加,完善了冲击性负荷引发电网强迫功率振荡机理的理论推导,对比了冲击性负荷扰动与正弦波负荷扰动引发系统强迫振荡的区别,并分析了影响强迫振荡幅值的主要因素,对负荷侧引发强迫振荡的相关研究具有更多的工程指导意义。

1 单机无穷大系统非正弦负荷扰动分析

1.1 冲击性负荷

冲击性负荷泛指功率变化速度很快的负荷,如核物理研究中电子加速器的用电负荷、轧钢用电负荷等。钢铁厂中的开坯轧机、厚板轧机、型钢轧机和

收稿日期:2017-06-16;修回日期:2018-05-26

基金项目:国家自然科学基金资助项目(51677066);广东电网有限责任公司研究项目(GDKJXM00000028)

Project supported by the National Natural Science Foundation of China(51677066) and the Science and Technology Program of Guangdong Power Grid Co., Ltd.(GDKJXM00000028)

热连轧的粗轧部分等的生产用电都具有冲击性负荷的特性。一般而言,冲击性负荷具备如下特点^[15]:

- a. 具有主动性,冲击性负荷由自身的生产特性决定了其从系统吸收的功率;
- b. 功率变化速度快,通常在短时间内负荷急剧上升或下降;
- c. 具有连续周期性,周期为几秒到几分钟;
- d. 有功冲击幅值大,可达 100 MW 以上,当采用整流装置供电时,无功冲击幅值可达 100 Mvar;
- e. 冲击历时长,可达几分钟。

2015 年 3 月广州增城站发生负荷扰动引起的强迫振荡,增宁甲线的有功功率实测录波如图 1 所示。

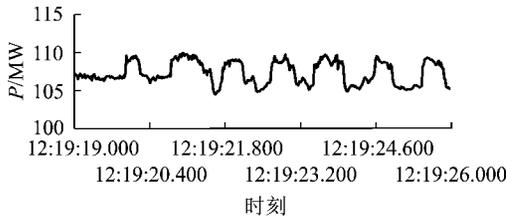


图 1 冲击性负荷扰动引发的强迫振荡

Fig.1 Forced oscillation caused by impulsive load disturbance

从图 1 可以看出,实测冲击性负荷引起的强迫振荡有功功率波形不同于一般振荡的正弦波形,而更接近于有平顶的方波。正常生产情况下,铝材厂与炉卷轧机及其供电母线上的负荷变化情况录波^[16-17]波形也均和图 1 类似,可看作带有平顶的方波。因此,本文后续将冲击性负荷简化为方波进行分析。下文将分析冲击性负荷对电力系统稳定性的影响。

1.2 单机无穷大系统分析

单机无穷大系统如图 2 所示,发电机采用经典模型(E' 恒定),发电机内电势为 $E_g \angle \delta$,节点 1 为发电机与变压器的连接节点,电压记为 V_1 ;节点 2 为负荷节点,引入的周期性负荷扰动为 ΔP_d 、 ΔQ_d ,节点电压为 $V_d \angle \theta_d$;节点 3 为无穷大节点,节点电压为 $V_s \angle 0^\circ$ 。

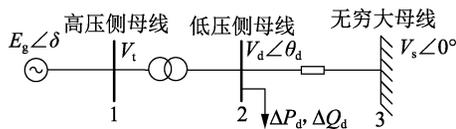


图 2 单机无穷大系统

Fig.2 Single-machine infinite-bus system

线性化后的节点注入功率方程为:

$$\begin{bmatrix} \Delta P_e \\ \Delta Q_e \\ \Delta P_d \\ \Delta Q_d \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} H_{gg} & N_{gg} & H_{gd} & N_{gd} \\ M_{gg} & L_{dd} & M_{gd} & L_{gd} \\ H_{dg} & N_{dg} & H_{dd} & N_{dd} \\ M_{dg} & L_{dg} & M_{dd} & L_{dd} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \Delta \delta \\ \Delta E_g \\ \Delta \theta_d \\ \Delta V_d \end{bmatrix} \quad (1)$$

其中, H 、 N 、 M 、 L 分别为 P_e 、 Q_e 、 P_d 、 Q_d 对 δ 、 E_g 、 θ_d 、 V_d 的偏导数, P_e 、 Q_e 分别为发电机输出的有功功率、无

功功率; Δ 表示相应变量的变化量。经典模型情况下, $\Delta E_g = 0$,消除 $\Delta \theta_d$ 、 ΔV_d 可以求得:

$$\Delta P_e = K_s \Delta \delta + K_p \Delta P_d + K_Q \Delta Q_d \quad (2)$$

其中, K_s 为同步系数; K_p 和 K_Q 分别为有功负荷扰动与无功负荷扰动的相关系数。

为了方便分析,假设扰动负荷的有功功率是幅值为 ΔP_{dm} 、占空比为 50% 的方波,如图 3 所示。

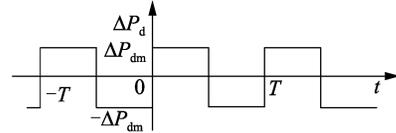


图 3 周期性方波负荷扰动曲线

Fig.3 Square wave of periodical load disturbance

图 3 所示方波的数学表达式为:

$$\Delta P_d = \begin{cases} \Delta P_{dm} & nT \leq t \leq nT + \frac{T}{2} \\ -\Delta P_{dm} & nT - \frac{T}{2} \leq t < nT \end{cases} \quad n \in \mathbf{Z}$$

$$\Delta Q_d = 0$$

任何周期为 T 的波函数 $f(t)$ 都可以表示为三角函数所构成的级数之和,则该方波可傅里叶分解为:

$$\Delta P_d = \frac{4\Delta P_{dm}}{\pi} \left[\sin(\omega t) + \frac{1}{3} \sin(3\omega t) + \frac{1}{5} \sin(5\omega t) + \dots \right] = \frac{4\Delta P_{dm}}{\pi} \sum_{n=1}^{\infty} \frac{1}{2n-1} \sin[(2n-1)\omega t] \quad (3)$$

其中, $\omega = 2\pi/T$,为基波三角函数 $f(t)$ 的角频率。

发电机的线性化转子运动方程为:

$$\begin{cases} \frac{d\Delta \delta}{dt} = \omega_0 \Delta \omega_r \\ T_J \frac{d\Delta \omega_r}{dt} = \Delta P_T - \Delta P_e - K_D \Delta \omega_r \end{cases} \quad (4)$$

其中, ω_0 为发电机转子的额定转速; ω_r 为发电机转子转速; T_J 为发电机惯性时间常数; P_T 为发电机的输入机械功率; K_D 为发电机阻尼系数。

将式(2)代入式(4),若不计机械功率的变化,即 $\Delta P_T = 0$,可得:

$$\frac{T_J}{\omega_0} \frac{d^2 \Delta \delta}{dt^2} + \frac{K_D}{\omega_0} \frac{d\Delta \delta}{dt} + K_s \Delta \delta = -K_p \Delta P_d \quad (5)$$

即:

$$\frac{T_J}{\omega_0} \frac{d^2 \Delta \delta}{dt^2} + \frac{K_D}{\omega_0} \frac{d\Delta \delta}{dt} + K_s \Delta \delta = -\frac{4K_p \Delta P_{dm}}{\pi} \times \left[\sin(\omega t) + \frac{1}{3} \sin(3\omega t) + \frac{1}{5} \sin(5\omega t) + \dots \right] \quad (6)$$

当 $\Delta P_d = \Delta P_{dm} \sin(\omega t)$ 时,式(4)的特解为 $\Delta \delta(t) = B \sin(\omega t - \varphi)$,根据线性方程解的可叠加性,式(5)的解可看作若干非齐次项为正弦量的方程解的叠加,当只取 ΔP_d 傅里叶分解的前3项时,可得强迫振荡的振幅和相位分别为:

$$B = \frac{-4K_p \Delta P_{dm}}{\pi K_s} \left\{ \frac{1}{\sqrt{(1-v^2)^2 + (2\zeta v)^2}} + \frac{1}{\sqrt{[1-(3v)^2]^2 + (6\zeta v)^2}} + \frac{1}{\sqrt{[1-(5v)^2]^2 + (10\zeta v)^2}} \right\} \quad (7)$$

$$\varphi = \arctan \frac{2\zeta v}{1-v^2} + \arctan \frac{6\zeta v}{1-(3v)^2} + \arctan \frac{10\zeta v}{1-(5v)^2} \quad (8)$$

其中, $v = \omega/\omega_n$ 为频率比, $\omega_n = \sqrt{\omega_0 K_s / T_j}$ 为系统固有振荡频率; $\zeta = K_D / (2\omega_n T_j)$ 为阻尼比。

当 $v \approx 1$ 时,系统发生强迫振荡。当负荷扰动为正弦波时,强迫振荡的振幅为 $B_{\sin} = \frac{-K_p \Delta P_{dm}}{2\zeta K_s}$,相位为 $\varphi_{\sin} = 90^\circ$ 。而当扰动为方波时,强迫振荡的振幅为

$$B_{\text{squ}} = \frac{-4 K_p \Delta P_{dm}}{\pi K_s} \left[\frac{1}{2\zeta} + \frac{1}{\sqrt{8^2 + (6\zeta)^2}} + \frac{1}{\sqrt{24^2 + (10\zeta)^2}} \right],$$

因为系统的阻尼比一般在 0.1~0.2 之间,而且从物理意义的角度考虑,谐波的频率偏离共振频率且谐波幅值比较低,所以强迫振荡幅值的后2项可以忽略

不计;相位为 $\varphi_{\text{squ}} = 90^\circ + \arctan \frac{-3\zeta}{4} + \arctan \frac{-5\zeta}{12}$ 。可

见发生周期性方波负荷扰动时,振荡幅值更大(方波扰动幅值与正弦波扰动幅值的比值约为 $4/\pi$),这主要是因为方波的基波幅值比正弦波幅值略大,并且相位稍有滞后。

2 多机系统非正弦负荷扰动分析

对于含有 M 台发电机、 N 个节点的多机系统,在发电机节点增加内电势节点,其编号为 1、2、 \dots 、 M ,原网络发电机和负荷节点编号依次为 $M+1$ 、 $M+2$ 、 \dots 、 $M+N$,则各节点的注入功率可以表示为:

$$\begin{cases} P_i = \sum_{j=1}^{N+M} V_i V_j [G_{ij} \cos(\varphi_i - \varphi_j) + B_{ij} \sin(\varphi_i - \varphi_j)] \\ Q_i = \sum_{j=1}^{N+M} V_i V_j [G_{ij} \sin(\varphi_i - \varphi_j) - B_{ij} \cos(\varphi_i - \varphi_j)] \end{cases} \quad (9)$$

其中, $i = 1, 2, \dots, N+M$; $\varphi = [\delta^T, \theta^T]$ 为所有节点相角, $\delta = [\delta_1, \delta_2, \dots, \delta_M]^T$ 为发电机功角, $\theta = [\theta_1, \theta_2, \dots, \theta_N]^T$ 为原网络节点电压相角。

将式(9)在稳定平衡点处线性化,可得:

$$\begin{cases} \Delta P_i = \sum_{j=1}^{N+M} H_{ij} \Delta \varphi_j + \sum_{j=1}^{N+M} N_{ij} \Delta V_j \\ \Delta Q_i = \sum_{j=1}^{N+M} M_{ij} \Delta \varphi_j + \sum_{j=1}^{N+M} L_{ij} \Delta V_j \end{cases} \quad (10)$$

其中, $i = 1, 2, \dots, N+M$ 。

可将式(10)写为矩阵形式:

$$\begin{bmatrix} \Delta P_M \\ \Delta Q_M \\ \Delta P_N \\ \Delta Q_N \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} H_{MM} & N_{MM} & H_{MN} & N_{MN} \\ M_{MM} & L_{MM} & M_{MN} & L_{MN} \\ H_{NM} & N_{NM} & H_{NN} & N_{NN} \\ M_{NM} & L_{NM} & M_{NN} & L_{NN} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \Delta \delta_M \\ \Delta V_M \\ \Delta \theta_N \\ \Delta V_N \end{bmatrix} \quad (11)$$

假设只考虑负荷的电压静特性,则有:

$$\begin{cases} \Delta P_i = \alpha_{pi} \Delta V_i \\ \Delta Q_i = \alpha_{qi} \Delta V_i \end{cases} \quad i = 1, 2, \dots, N \quad (12)$$

其中, $\alpha_{pi} = \left. \frac{dP_i}{dV_i} \right|_0$; $\alpha_{qi} = \left. \frac{dQ_i}{dV_i} \right|_0$ 。

将式(12)代入式(11),将各负荷节点的功率偏移项移至等号右边,并修正矩阵中的相应元素,则除了周期性扰动负荷节点外,等号左边其余节点的 ΔP 、 ΔQ 均为 0,等号右边的 N_{NN} 和 L_{NN} 则分别修正为 N'_{NN} 和 L'_{NN} 。

发电机用经典模型表示,内电势保持恒定,即 $\Delta V_M = 0$,因此忽略雅可比矩阵的第 2 列,并且可以不考虑发电机的无功功率偏移 ΔQ_M ,则式(11)可以整理为:

$$\begin{bmatrix} \Delta P_M \\ \Delta P_N \\ \Delta Q_N \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} H_{MM} & H_{MN} & N_{MN} \\ H_{NM} & H_{NN} & N'_{NN} \\ M_{NM} & M_{NN} & L'_{NN} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \Delta \delta_M \\ \Delta \theta_N \\ \Delta V_N \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} J_{MM} & J_{MN} \\ J_{NM} & J_{NN} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \Delta \delta_M \\ \Delta \theta_N \\ \Delta V_N \end{bmatrix} \quad (13)$$

为分析方便,假定网络中的节点 l 存在有功负荷扰动 ΔP_l ,则 $\Delta P_N = [0, \dots, 0, \Delta P_l, \dots, 0]^T$ 、 $\Delta Q_N = [0, \dots, 0, \dots, 0]^T$ 。消除式(13)中的 $\Delta \theta_N$ 和 ΔV_N ,并令 $\Delta S_N = [\Delta P_N^T, \Delta Q_N^T]^T$,可以得到:

$$\Delta P_M = (J_{MM} - J_{MN} J_{NN}^{-1} J_{NM}) \Delta \delta_M + J_{MN} J_{NN}^{-1} \Delta S_N = K_s \Delta \delta_M + K_d \Delta S_N \quad (14)$$

其中, $K_s = J_{MM} - J_{MN} J_{NN}^{-1} J_{NM}$; $K_d = J_{MN} J_{NN}^{-1}$ 。将 K_d 展开得:

$$K_d = \begin{bmatrix} H_{MN} L'_{NN} - N_{MN} N'_{NN} \\ -H_{MN} M_{NN} + N_{MN} H_{NN} \end{bmatrix} / \begin{bmatrix} H_{NN} & N'_{NN} \\ M_{NN} & L'_{NN} \end{bmatrix} \quad (15)$$

取 K_d 中与有功负荷扰动相关的元素,即其第 l 列,记为 $K_p = [K_{p1}, K_{p2}, \dots, K_{pM}]^T$,则发电机的电磁功率变化可以表示为:

$$\Delta P_{ei} = K_{Si} \Delta \delta_{Mi} + K_{Pi} \Delta P_{li} \quad i=1,2,\dots,M \quad (16)$$

K_{Si} 仍可以认为是同步系数, K_{Pi} 为负荷扰动有功功率相关因子, 表示机组电磁功率变化中与负荷扰动直接相关部分的系数, 这样便将发电机的电磁功率变化表示为转子角偏移和负荷扰动的函数。其中 K_{Pi} 为实数, 即负荷扰动与由其引起的各机组电磁功率扰动分量是同步变化的, 其大小由负荷与机组间的电气距离决定。

发电机的线性化转子运动方程为:

$$\begin{cases} \frac{d\Delta\delta_i}{dt} = \omega_0 \Delta\omega_i \\ T_{ji} \frac{d\Delta\omega_i}{dt} = \Delta P_{Ti} - \Delta P_{ei} - K_{Di} \Delta\omega_i \end{cases} \quad i=1,2,\dots,M \quad (17)$$

考虑周期性负荷扰动引发的强迫功率振荡, 忽略发电机的机械功率变化, 即 $\Delta P_{Ti} = 0$, 将式(16)中的 ΔP_{ei} 代入式(17), 得到强迫项为 $-K_{Pi} \Delta P_{li}$ 的常系数线性非齐次微分方程组, 如式(18)所示。

$$\frac{T_{ji}}{\omega_0} \frac{d^2 \Delta\delta_i}{dt^2} + \frac{K_{Di}}{\omega_0} \frac{d\Delta\delta_i}{dt} + K_{Si} \Delta\delta_i = -K_{Pi} \Delta P_{li} \quad (18)$$

线性化的状态方程可以写为矩阵形式:

$$\dot{\mathbf{x}} = \mathbf{A}\mathbf{x} + \mathbf{B}\mathbf{u} \quad (19)$$

为了消除方程间的耦合, 采用模态坐标, 令 $\mathbf{x} = \Phi \mathbf{z}$, 代入式(19)可得系统新的坐标方程为:

$$\dot{\mathbf{z}} = \Phi^{-1} \mathbf{A} \Phi \mathbf{z} + \Phi^{-1} \mathbf{B} \mathbf{u} = \Lambda \mathbf{z} + \Phi^{-1} \mathbf{B} \mathbf{u} \quad (20)$$

其中, Φ 为 \mathbf{A} 的右特征向量矩阵; $\Lambda = \Phi^{-1} \mathbf{A} \Phi$ 。

由于状态方程只计入了转子的摇摆方程, 当 N 节点系统正常稳定运行时, 通常含有反映机电振荡模式的 $N-1$ 对共轭复特征根, 其相应特征向量也是共轭复数向量, 右特征向量矩阵为 $\Phi = [\Phi_1, \Phi_2, \dots, \Phi_{N-1}, \Phi_1^*, \Phi_2^*, \dots, \Phi_{N-1}^*]$, 左特征向量矩阵为 $\Psi = \Phi^{-1} = [\Psi_1^T, \Psi_2^T, \dots, \Psi_{N-1}^T, \Psi_1^{*T}, \Psi_2^{*T}, \dots, \Psi_{N-1}^{*T}]$, 所以采用复模态方法, 模态坐标也可以表示为共轭复数的形式, 即 $\mathbf{z} = [z_1, z_2, \dots, z_{N-1}, z_1^*, z_2^*, \dots, z_{N-1}^*]^T$ 。第 r 阶振荡模式的特征值为 $\lambda_r = -\alpha_r + j\omega_{dr}$, 定义 $\omega_{nr} = |\lambda_r|$ 为第 r 阶振荡模式的固有频率, 阻尼比 $\zeta_r = \alpha_r / \omega_{nr}$, 阻尼振荡频率 $\omega_{dr} = \sqrt{1 - \zeta_r^2} \omega_{nr}$ 。

采用模态坐标后, 系统解耦方程可以写成:

$$\begin{bmatrix} \dot{\mathbf{z}} \\ \dot{\mathbf{z}}^* \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \Lambda & \\ & \Lambda \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \mathbf{z} \\ \mathbf{z}^* \end{bmatrix} + \Phi^{-1} (-\mathbf{K}_p \Delta P_{li}) \quad (21)$$

$$\Delta P_{li} = \frac{4\Delta P_{lm}}{\pi} \left[\sin(\omega t) + \frac{1}{3} \sin(3\omega t) + \frac{1}{5} \sin(5\omega t) + \dots \right]$$

其中, ΔP_{lm} 为方波负荷扰动的幅值, 取 $\Delta P_{lm} = \frac{4\Delta P_{lm}}{\pi}$ 。

因此, 系统第 r 阶振荡模式的解耦方程为:

$$\begin{cases} \dot{z}_r = \lambda_r z_r + \Psi_r (-\mathbf{K}_p \Delta P_{li}) \\ \dot{z}_r^* = \lambda_r^* z_r^* + \Psi_r^* (-\mathbf{K}_p \Delta P_{li}) \end{cases} \quad (22)$$

采用复相量法进行求解, 即取 $\Delta \tilde{P}_{li} = \Delta \tilde{P}_{Lm} (e^{j\omega t} + e^{j3\omega t}/3 + e^{j5\omega t}/5)$ 参与运算, 其中 $\Delta \tilde{P}_{Lm}$ 为复相量。下文公式中的变量也表示为复相量形式。则解耦方程的解为:

$$\begin{cases} z_r = -\frac{\tilde{\Psi}_r K_p \Delta \tilde{P}_{Lm}}{j\omega - \tilde{\lambda}_r} (e^{j\omega t} + e^{j3\omega t}/3 + e^{j5\omega t}/5) \\ z_r^* = -\frac{\tilde{\Psi}_r^* K_p \Delta \tilde{P}_{Lm}}{j\omega - \tilde{\lambda}_r^*} (e^{j\omega t} + e^{j3\omega t}/3 + e^{j5\omega t}/5) \end{cases} \quad (23)$$

系统发生强迫振荡的稳态解为 $N-1$ 对共轭模态响应的叠加, 其解为:

$$\begin{aligned} \mathbf{x}(t) &= \sum_{r=1}^{N-1} \tilde{\Phi}_r z_r + \tilde{\Phi}_r^* z_r^* = \\ &= \sum_{r=1}^{N-1} \left[\frac{j\omega (\tilde{\Phi}_r \tilde{\Psi}_r + \tilde{\Phi}_r^* \tilde{\Psi}_r^*) - (\tilde{\Phi}_r \tilde{\Psi}_r \tilde{\lambda}_r^* + \tilde{\Phi}_r^* \tilde{\Psi}_r^* \tilde{\lambda}_r)}{(j\omega - \tilde{\lambda}_r)(j\omega - \tilde{\lambda}_r^*)} \times \right. \\ &\quad \left. K_p \Delta \tilde{P}_{Lm} \left(e^{j\omega t} + \frac{e^{j3\omega t}}{3} + \frac{e^{j5\omega t}}{5} \right) \right] \end{aligned} \quad (24)$$

第 i 个状态变量的解为:

$$\begin{aligned} x_i(t) &= \\ &= \sum_{r=1}^{N-1} \left[\frac{j\omega (\tilde{\varphi}_{ir} \tilde{\psi}_{rl} + \tilde{\varphi}_{ir}^* \tilde{\psi}_{rl}^*) - (\tilde{\lambda}_r^* \tilde{\varphi}_{ir} \tilde{\psi}_{rl} + \tilde{\lambda}_r \tilde{\varphi}_{ir}^* \tilde{\psi}_{rl}^*)}{\omega_{nr}^2 - \omega^2 + j2\zeta_r \omega_{nr} \omega} \times \right. \\ &\quad \left. K_{Pi} \Delta \tilde{P}_{Lm} \left(e^{j\omega t} + \frac{e^{j3\omega t}}{3} + \frac{e^{j5\omega t}}{5} \right) \right] = \\ &= \sum_{r=1}^{N-1} \left[\frac{1}{\omega_{nr}^2} (a + jb) K_{Pi} \Delta \tilde{P}_{Lm} \left(e^{j\omega t} + \frac{e^{j3\omega t}}{3} + \frac{e^{j5\omega t}}{5} \right) \right] \end{aligned} \quad (25)$$

其中, $a = -(\tilde{\lambda}_r^* \tilde{\varphi}_{ir} \tilde{\psi}_{rl} + \tilde{\lambda}_r \tilde{\varphi}_{ir}^* \tilde{\psi}_{rl}^*)$; $b = \tilde{\varphi}_{ir} \tilde{\psi}_{rl} + \tilde{\varphi}_{ir}^* \tilde{\psi}_{rl}^*$ 。

频率比 $v_r = \omega / \omega_{nr}$, 则第 r 阶振荡模式的时域响应为:

$$\begin{aligned} x_i^r(t) &= \text{Im} \left[\frac{\frac{a}{\omega_{nr}^2} + j \frac{v_r b}{\omega_{nr}}}{1 - v_r^2 + j2\zeta_r v_r} K_{Pi} \Delta \tilde{P}_{Lm} \left(e^{j\omega t} + \frac{e^{j3\omega t}}{3} + \frac{e^{j5\omega t}}{5} \right) \right] = \\ &= B_{il}^r \left[\sin(\omega t - \phi_{il}^r) + \frac{1}{3} \sin(3\omega t - \phi_{il}^r) + \frac{1}{5} \sin(5\omega t - \phi_{il}^r) \right] \end{aligned} \quad (26)$$

$$B_{il}^r = \sqrt{\frac{(a/\omega_{nr}^2)^2 + (v_r b/\omega_{nr})^2}{(1 - v_r^2)^2 + (2\zeta_r v_r)^2}} |K_{Pi}| |\Delta \tilde{P}_{Lm}|$$

$$\phi_{il}^r = \arctan \frac{2\zeta_r v_r a - (1 - v_r^2) v_r b \omega_{nr}}{a(1 - v_r^2) + 2\zeta_r v_r^2 b \omega_{nr}}$$

当扰动频率 ω 与系统第 r 阶模式的固有频率

ω_{nr} 相近时,第 r 阶振荡模式的稳态振幅比其他阶模式的稳态振幅大得多,可以近似将其认为是系统的总响应。

为了便于分析,将复特征值和复特征向量元素表示为 $\tilde{\varphi}_{ir} = |\varphi_{ir}| e^{j\gamma_{ir}}$ 、 $\tilde{\psi}_{rl} = |\psi_{rl}| e^{j\sigma_{rl}}$ 、 $\tilde{\lambda}_r = \omega_{nr} e^{j\varphi_r}$,则第 i 个状态变量时域解为:

$$x_i(t) \approx \text{Im} \left\{ \frac{|\tilde{\varphi}_{ir}| |\tilde{\psi}_{rl}| |K_{Pi}| |\Delta \tilde{P}_{Lm}|}{2\zeta_r \omega_{nr}} \left[e^{j(\gamma_{ir} + \sigma_{rl})} + e^{-j(\gamma_{ir} + \sigma_{rl})} + e^{j(\gamma_{ir} + \sigma_{rl} - \phi_r + \pi/2)} + e^{-j(\gamma_{ir} + \sigma_{rl} - \phi_r - \pi/2)} \right] \times \left(e^{j\omega t} + \frac{e^{j3\omega t}}{3} + \frac{e^{j5\omega t}}{5} \right) \right\} \quad (27)$$

弱阻尼模式下,阻尼比 ζ_r 较小,即特征值实部远小于虚部, $\phi_r \approx \pi/2$ 。则式(27)可以整理为:

$$x_i(t) \approx \text{Im} \left[\frac{|\tilde{\varphi}_{ir}| |\tilde{\psi}_{rl}| |K_{Pi}| |\Delta \tilde{P}_{Lm}|}{\zeta_r \omega_{nr}} e^{j(\gamma_{ir} + \sigma_{rl})} \times \left(e^{j\omega_{nr} t} + \frac{e^{j3\omega_{nr} t}}{3} + \frac{e^{j5\omega_{nr} t}}{5} \right) \right] = \frac{|\tilde{\varphi}_{ir}| |\tilde{\psi}_{rl}| |K_{Pi}| |\Delta \tilde{P}_{Lm}|}{\zeta_r \omega_{nr}} \times \left[\frac{\sin(\gamma_{ir} + \sigma_{rl} + \omega_{nr} t) + \sin(\gamma_{ir} + \sigma_{rl} + 3\omega_{nr} t)}{3} + \frac{\sin(\gamma_{ir} + \sigma_{rl} + 5\omega_{nr} t)}{5} \right] \quad (28)$$

非正弦周期性负荷引发强迫振荡的幅值与该模式的阻尼比大小成反比,与负荷扰动大小、特征向量模值及负荷扰动有功功率相关因子成正比。在相关因子较高的节点上施加与固有频率相同或相近的负荷扰动更易引发大幅度的强迫功率振荡。将周期性

正弦波负荷扰动 $x_{i_sin}(t) = \frac{|\tilde{\varphi}_{ir}| |\tilde{\psi}_{rl}| |K_{Pi}| |\Delta \tilde{P}_{Lm}|}{\zeta_r \omega_{nr}} \times$

$\sin(\gamma_{ir} + \sigma_{rl} + \omega_{nr} t)$ 与周期性方波负荷扰动情况相比较,可见多机系统下,方波负荷扰动下强迫功率振荡状态变量的稳态时域响应明显大于正弦波负荷扰动。

3 算例分析

3.1 单机无穷大系统算例

以图 2 所示单机无穷大系统系统为例^[18],系统基准频率为 50 Hz,系统振荡频率为 0.927 Hz,阻尼比为 2.45%,变压器阻抗为 $j0.15$ p.u.,低压侧母线与无穷大母线间的线路阻抗为 $j0.5$ p.u.。

在低压侧母线处分别施加 10 MW 周期性方波与正弦波负荷扰动,扰动频率为固有振荡频率 0.927 Hz,如图 4 所示。

图 5 展示了发电机在正弦波负荷扰动与方波负荷扰动下的功角对比,方波负荷扰动引发的强迫功率振荡下状态变量稳态时域响应比正弦波负荷扰动更大,经仿真可看出方波扰动下强迫振荡的幅值明显高于正弦波扰动并且相位稍有滞后。

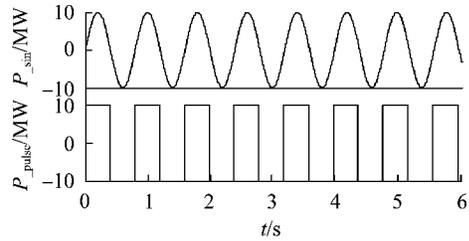


图 4 周期性方波与正弦波负荷扰动

Fig.4 Periodic square wave and sinusoidal load disturbance

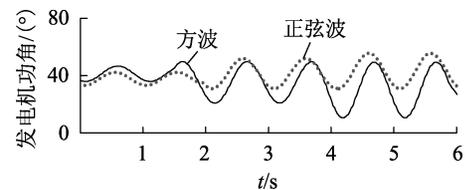


图 5 发电机功角

Fig.5 Power angle of generator

3.2 IEEE 9 节点系统算例

IEEE 9 节点系统如图 6 所示,系统有 2 个振荡模式,振荡频率分别为 1.985 Hz、1.259 Hz,阻尼比分别为 9.29%、3.86%。其中模式 1 为 G_3 的本地振荡模式,模式 2 为 G_2 的本地振荡模式。

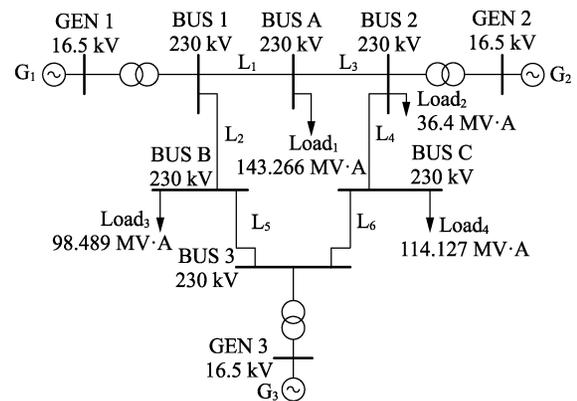


图 6 IEEE 9 节点系统

Fig.6 IEEE 9-bus system

在母线 BUS C 处施加图 4 所示的 10 MW 周期性方波与正弦波负荷扰动,扰动频率为模式 2 的固有频率 1.259 Hz。该系统在此频率负荷扰动下发生强迫振荡,图 7 为 3 台发电机在正常运行、正弦波负荷扰动和方波负荷扰动下的功角(因 2 种振荡模式均无 G_1 参与,于是将 G_1 的功角作为参考)。该振荡模式为 G_2 的本地模式,由图 7 可以看出无论是在正弦波负荷扰动还是在方波负荷扰动下, G_2 的振荡均比 G_3 更加剧烈。

图 8 展示了发电机在正弦波负荷扰动与方波负荷扰动下的功角对比,方波负荷扰动引发的强迫功率振荡下状态变量稳态时域响应比正弦波负荷扰动更大,经仿真可看出方波扰动下强迫振荡的幅值明显高于正弦波扰动。

同理,在母线 BUS C 处施加 10 MW 周期性方波

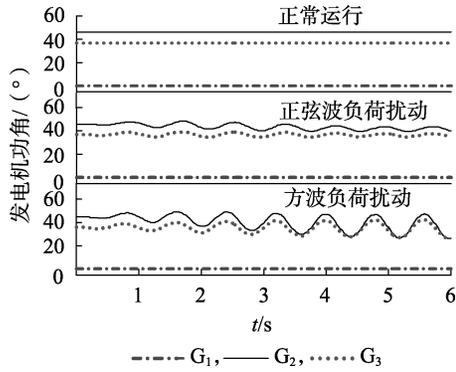


图 7 3 种情况下发电机功角

Fig.7 Power angle of generators in three situations

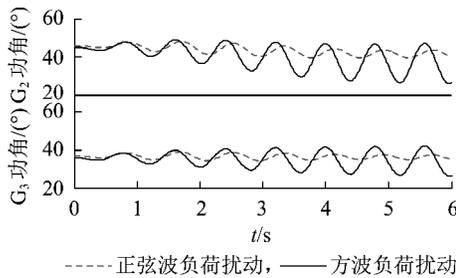


图 8 G_2 、 G_3 功角 (模式 2)

Fig.8 Power angle of G_2 and G_3 (Mode 2)

与正弦波负荷扰动,扰动频率为模式 1 的固有频率 1.985 Hz。图 9 展示了振荡模式 1 下发电机在正弦波负荷扰动与方波负荷扰动下的功角对比,可以看出与上述相同的结论,并可看出在 G_3 的本地模式下,无论是正弦波负荷扰动还是方波负荷扰动, G_3 的振荡均比 G_2 更加剧烈。

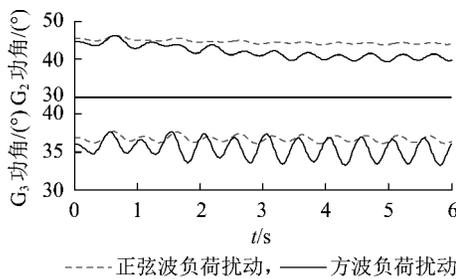


图 9 G_2 、 G_3 功角 (模式 1)

Fig.9 Power angle of G_2 and G_3 (Mode 1)

4 结论

本文在现有的负荷侧强迫功率振荡机理的基础上,完善了非正弦持续周期性负荷引发电网强迫功率振荡机理的理论推导,对比了冲击性负荷扰动与正弦波负荷扰动引发系统强迫振荡的区别,并得出以下结论:

- a. 根据强迫功率振荡实例,能够引发强迫振荡的负荷为具有主动性的冲击性负荷,该类负荷波形具有类似方波或三角波的特征,而并非正弦波;
- b. 方波负荷扰动引发强迫功率振荡下状态变

量的稳态时域响应比正弦波负荷扰动更大,电力系统发生周期性方波负荷扰动时,比同幅值正弦波负荷扰动引起的振荡幅值更大;

c. 非正弦周期性负荷引发强迫振荡时,振荡模式与正弦波负荷扰动引起的强迫振荡的振荡模式基本一致,在主要参与振荡模式的机组上更容易引发大幅度的强迫功率振荡。

参考文献:

- [1] MAGDY M A, COOWAR F. Frequency domain analysis of power system forced oscillations[J]. IEE Proceedings C-Generation Transmission & Distribution, 290, 137(4):261-268.
- [2] VOURNAS C D, KRASSAS N, PAPADIAS B C. Analysis of forced oscillations in a multimachine power system[C]//International Conference on Control. Edinburgh, UK: IET, 1991:443-448.
- [3] 汤涌. 电力系统强迫功率振荡分析[J]. 电网技术, 1995, 19(12):6-10.
TANG Yong. The analysis of forced power oscillation in power system [J]. Power System Technology, 1995, 19(12):6-10.
- [4] 汤涌. 电力系统强迫功率振荡的基础理论[J]. 电网技术, 2006, 30(10):29-33.
TANG Yong. Fundamental theory of forced power oscillation in power system[J]. Power System Technology, 2006, 30(10):29-33.
- [5] 顾丽鸿, 周孝信, 陶洪铸, 等. 局部弱联接诱发互联电网强迫振荡机制分析[J]. 电网技术, 2010, 34(12):36-43.
GU Lihong, ZHOU Xiaoxin, TAO Hongzhu, et al. Analysis on mechanism of inter-area forced oscillation caused by local weak interconnection in interconnected power grid[J]. Power System Technology, 2010, 34(12):36-43.
- [6] 鞠平, 刘咏飞, 王红印, 等. 电力系统的广义强迫振荡[J]. 电力自动化设备, 2014, 34(5):1-6.
JU Ping, LIU Yongfei, WANG Hongyin, et al. General forced oscillations of power systems [J]. Electric Power Automation Equipment, 2014, 34(5):1-6.
- [7] 陈磊, 闵勇, 胡伟. 基于振荡能量的低频振荡分析与振荡源定位(一)理论基础与能量流计算[J]. 电力系统自动化, 2012, 36(3):22-27, 86.
CHEN Lei, MIN Yong, HU Wei. Low frequency oscillation analysis and oscillation source location based on oscillation energy part one mathematical foundation and energy flow computation [J]. Automation of Electric Power Systems, 2012, 36(3):22-27, 86.
- [8] 褚晓杰, 印永华, 高磊, 等. 基于经验模态理论的强迫振荡扰动源定位新方法[J]. 中国电机工程学报, 2014, 34(28):4906-4912.
CHU Xiaojie, YIN Yonghua, GAO Lei, et al. A new forced oscillation disturbance source location method based on empirical mode theory [J]. Proceedings of the CSEE, 2014, 34(28):4906-4912.
- [9] 朱振山, 刘涤尘, 廖清芬, 等. 基于最小均方时延估计法的强迫功率振荡扰动源定位方法[J]. 电力系统自动化, 2015, 39(4):58-62.
ZHU Zhenshan, LIU Dichen, LIAO Qingfen, et al. Disturbance source location of forced power oscillation based on LMS time delay estimation method [J]. Automation of Electric Power Systems, 2015, 39(4):58-62.
- [10] NESS J E V. Response of large power systems to cyclic load variations [J]. IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems, 1966, PAS-85(7):723-727.

- [11] 韩志勇,贺仁睦,马进,等. 电力系统强迫功率振荡扰动源的对比分析[J]. 电力系统自动化,2009,33(3):16-19.
HAN Zhiyong, HE Renmu, MA Jin, et al. Comparative analysis of disturbance source inducing power system forced power oscillation [J]. Automation of Electric Power Systems, 2009, 33(3): 16-19.
- [12] 余一平,闵勇,陈磊,等. 周期性负荷扰动引发强迫功率振荡分析[J]. 电力系统自动化,2010,34(6):7-11.
YU Yiping, MIN Yong, CHEN Lei, et al. Analysis of forced power oscillation caused by continuous cyclical load disturbances [J]. Automation of Electric Power Systems, 2010, 34(6): 7-11.
- [13] 余一平,闵勇,陈磊,等. 多机电力系统强迫功率振荡稳态响应特性分析[J]. 电力系统自动化,2009,33(22):5-9.
YU Yiping, MIN Yong, CHEN Lei, et al. Analysis of forced power oscillation steady-state response properties in multi-machine power systems [J]. Automation of Electric Power Systems, 2009, 33(22): 5-9.
- [14] SARMADI S A N, VENKATASUBRAMANIAN V. Inter-area resonance in power system from forced oscillation [J]. IEEE Transactions Power Systems, 2016, 31(1): 378-386.
- [15] 高超. 大容量冲击性负荷对地区电网暂态稳定性影响的研究[D]. 上海:上海交通大学,2008.
GAO Chao. Influence of high-capacity impact loads on transient stability of regional power system [D]. Shanghai: Shanghai Jiao Tong University, 2008.
- [16] 李志强,韩志勇,安宁,等. 体现轧机功率需求主动性的周期性冲击负荷模型[J]. 电网技术,2011,35(12):72-76.
LI Zhiqiang, HAN Zhiyong, AN Ning, et al. A periodic shock load model incarnating power demand initiative of rolling mill [J]. Power System Technology, 2011, 35(12): 72-76.
- [17] 彭卉,邹舒,付永生,等. 冲击负荷接入电网的电能质量分析与治理方案研究[J]. 电力系统保护与控制,2014,42(1):54-61.
PENG Hui, ZOU Shu, FU Yongsheng, et al. Research of the power quality problem and treatment scheme for impact loads connected into Chongqing power system [J]. Power System Protection and Control, 2014, 42(1): 54-61.
- [18] KUNDUR P. Power system stability and control [M]. New York, USA: McGraw-Hill Inc, 1994: 732-733.

作者简介:



伍双喜

伍双喜(1984—),男,湖南衡阳人,高级工程师,博士,主要研究方向为电力系统建模与仿真、参数辨识(**E-mail**: wusx03@163.com);

徐衍会(1978—),男,黑龙江牡丹江人,副教授,博士,主要研究方向为电力系统分析、稳定和控制等(**E-mail**: xuyanhui23@

sohu.com);

宫晓珊(1993—),女,河北衡水人,硕士研究生,主要研究方向为电力系统稳定和控制在等(**E-mail**: gongxiaoshan@ncepu.edu.cn)。

Mechanism analysis of forced oscillation caused by non-sinusoidal periodic load disturbance

WU Shuangxi¹, XU Yanhui², GONG Xiaoshan²

(1. Power Dispatching and Control Center, Guangdong Power Grid Co., Ltd., Guangzhou 510600, China;

2. School of Electric and Electronic Engineering, North China Electric Power University, Beijing 102206, China)

Abstract: The problem of power grid forced oscillation is becoming more and more serious, while the research on forced oscillation caused by load-side is not deep enough. The theoretical derivation of the forced power oscillation mechanism caused by the non-sinusoidal continuous periodic load disturbance is improved, the differences of forced oscillations caused by the impulsive load disturbance and the sinusoidal load disturbance are compared, and the main influencing factors on the amplitude of forced oscillation are analyzed. Based on the existing load-side forced oscillation mechanism, the impulsive load is decomposed into the superposition of several sine waves by Fourier decomposition, and the modal method is used to analyze the single-machine infinite-bus system and the multi-machine system respectively, obtaining the conclusion that the amplitude of forced oscillation caused by the impulsive load disturbance is larger than that of the sinusoidal load disturbance, which is verified by the simulations of single-machine infinite-bus system and IEEE 9-bus system.

Key words: forced oscillation; non-sinusoidal; periodic load disturbance; multi-machine system