

基于超级电容储能的微型燃气轮机发电系统 功率平衡控制

王 帅,段建东,孙 力,凡绍桂

(哈尔滨工业大学 电气工程系,黑龙江 哈尔滨 150001)

摘要: 针对传统微型燃气轮机(简称微燃机)发电系统微电网运行时存在的冲击性负载问题,从其工作机理角度分析,发现根源在于微燃机输出功率调节响应较慢。为了弥补微燃机输出瞬时功率的不足,提出了冲击补偿的瞬时功率快速控制方法。通过微燃机发电机组自身功率响应预测进行瞬时补偿功率控制,基于超级电容储能单元的高功率动态响应弥补微燃机输出功率动态响应低的问题,使系统实时处于瞬时功率平衡状态,保证直流母线电压的平稳,增强微燃机发电系统对冲击性负载的适应能力。最后在实验平台上对所提控制策略的正确性和可行性进行了验证。

关键词: 微型燃气轮机; 发电; 冲击负载; 超级电容; 储能; 功率控制

中图分类号: TK 47

文献标识码: A

DOI: 10.16081/j.issn.1006-6047.2017.02.019

0 引言

随着人类社会高速发展,对能源动力需求的不断增多,提高动力系统性能和能源利用效率显得尤为重要^[1-4]。微型燃气轮机(简称微燃机)具有高功率密度、高可靠性、高效率、低维护、低排放等特点,能够使用天然气、油田伴生气、柴油等多种燃料,不依赖于单一能源形式,在航空航天、国防和其他工业领域诸如船舶、油气开采等领域具有广泛的应用前景,近年来受到高度重视^[5-6]。

微燃机发电系统之所以能够受到研发领域和应用领域的重视,很重要的原因在于其高响应、高效率等特点^[7-9]。但是在现阶段,微燃机发电系统在一些特殊的应用场合受到限制,原因在于微燃机发电系统的性能还不够完善,难以应对一些特殊的负载需求。分析总结目前微燃机发电系统,特别是欧美国家一些技术先进的公司生产的微燃机发电系统,尽管在技术上较为先进,但还有一些问题需要解决。很多科技人员深入地研究诸如高温材料、高速气动轴承以及输出电能质量、瞬时功率控制等问题。在微燃机发电系统功率控制方面,还存在着一些问题需要深入研究。

a. 冲击负载问题。这是普遍存在于分布式发电系统中的问题,与分布式发电或独立发电的有限能

量系统有关。面对冲击性负载,要求微燃机发电系统具有输出电功率的快速调节能力,然而微燃机的燃烧机理导致其输出机械功率变化缓慢,这种慢响应性不能满足应用对象的要求,因此制约了微燃机发电系统的发展和推广^[10-12]。为了解决这一问题,需要从理论上分析微燃机输出功率变化的规律,从功率匹配角度深入研究并提出解决措施。

b. 系统功率平衡问题。微燃机输出功率与快速变化的负载功率不匹配,导致直流母线电压的大幅波动,进而引起功率变换系统的振荡,不利于系统稳定运行。此外,大幅波动的母线电压使系统供电质量变差。这类问题的产生与负载、微电网的其他发电系统和自身的调节等各种因素有关。

超级电容由于具有使用寿命长、充放电效率高、充放电时间短等优点^[13-14],在诸如燃料电池、电动车、风力发电等分布式发电系统中得到了广泛的应用^[15-19],主要解决发电设备的动态响应问题。相应的协调控制策略大体可分为 2 种:一种是需要知道发电设备输出功率的精确信息;另一种是不需知道其精确信息。由于实现容易,大多采用 PI 控制、下垂控制等不需知道精确输出功率信息的方法,对发电系统输出功率进行平滑^[20-21]。其难点在于控制策略的选择和控制器的设计,既能实现最大功率输出又要实现对输出功率的平滑。这种方法是被动式响应控制策略,存在控制响应慢、与主发电设备功率分配不当等问题。

本文将超级电容储能应用于微燃机发电系统,针对传统微燃机发电系统输出功率调节响应慢的问题,提出了冲击补偿的瞬时功率快速控制方法。通过微燃机发电机组自身功率响应预测瞬时补偿功率

收稿日期:2016-02-16;修回日期:2016-11-25

基金项目:国家自然科学基金资助项目(51507039);中国博士后科学基金资助项目(2016M591529);中央高校基本科研业务费专项资金资助项目(HIT.NSRIF.2017013)

Project supported by the National Natural Science Foundation of China (51507039), the China Postdoctoral Science Foundation Funded Project (2016M591529) and the Fundamental Research Funds for the Central Universities (HIT.NSRIF.2017013)

控制算法。通过超级电容储能单元的高功率动态响应弥补微燃机输出功率动态响应低的问题,使得系统实时处于瞬时功率平衡状态,保证了直流母线电压的平稳,增强了微燃机发电系统对冲击性负载的适应能力。这种控制策略是根据微燃机功率输出特性提出的,具有响应速度快、功率分配快速且均衡的优点。

1 补偿控制系统结构

现代微燃机发电系统结构如图 1 所示,主要包括微燃机、高速永磁同步发电机(PMSG)、整流器、启动电池、逆变器。其中,微燃机的 4 个重要组成部分为压气机、回热器、燃烧室和透平,其燃料系统包括调节阀和闸阀。现代微燃机发电系统的结构特点为:采用单级径向压缩机和透平、低排放环形燃烧室、高效回热器、空气轴承、与透平同轴连接的高速永磁发电机、高性能功率变换系统等。

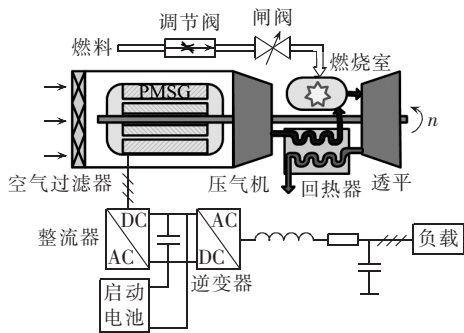


图 1 微燃机发电系统结构图

Fig.1 Configuration of micro-turbine power generation system

启动电池采用蓄电池,其充放电次数有限,且不能进行大功率快速充放电。因此本文采用超级电容储能单元代替蓄电池。系统中超级电容储能单元加入的目的就是让其抑制冲击负载对整个系统稳定性和发电质量所造成的不利影响。当系统突加冲击负载时,利用超级电容储能单元的输出功率,迅速与负载功率相平衡,使系统保持稳定。之后随着微燃机输出功率的逐渐增大,补偿单元输出功率逐渐减小,直到微燃机输出功率与负载功率达到新的平衡。在此过程中,直流母线电压保持恒定,微燃机发电系统各参数进行及时调节,系统能够稳定运行。

瞬时功率的快速补偿控制系统结构图如图 2 所示,负载有功功率 P_L 由逆变器通过检测输出交流电压和电流信号经坐标变换后计算得到。图中, P_{ESSdc} 为超级电容变换器输出功率; P_L 为直流侧负载功率; Q_L 为负载无功功率; u_{fa} 、 u_{fb} 分别为逆变器三相静止坐标系下 a、b 相电压; i_{fa} 、 i_{fb} 分别为逆变器三相静止坐标系下 a、b 相电流; u_{α} 、 u_{β} 分别为逆变器两相静止

坐标系下 α 、 β 轴电压; i_{α} 、 i_{β} 分别为逆变器两相静止坐标系下 α 、 β 轴电流; S_a 、 S_b 、 S_c 为逆变器开关函数; P_{sc} 为超级电容变换器输出功率; u_{sc} 为超级电容电压; i_{sc} 为超级电容电流; * 表示给定值。

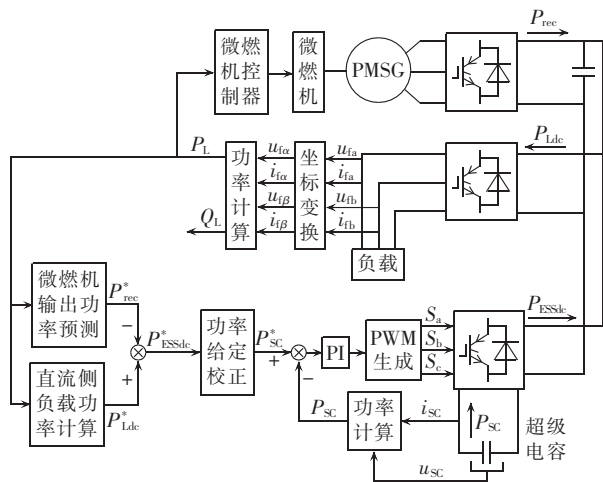


图 2 瞬时功率快速补偿控制系统框图

Fig.2 Block diagram of control system for quick instantaneous power compensation

将负载功率送入微燃机控制器中作为给定,完成相应的闭环控制,稳态时 PWM 整流器的直流侧输出功率 P_{rec} 与负载功率相等。冲击负载瞬时 P_{rec} 受微燃机输出功率调节的慢响应性影响,不能迅速增加和减少,变化率要在微燃机能承受的范围内,否则会导致微燃机转速的大范围波动,触发系统转速保护,不利于系统稳定运行。此外,将负载功率送入功率补偿控制器中进行相关瞬时功率计算,冲击负载瞬态过程中超级电容储能单元输出快速的瞬时补偿功率,能够满足冲击负载快速功率变化的要求。功率补偿控制策略由微燃机输出功率预测、直流侧负载功率计算、功率给定校正和瞬时功率跟踪控制组成。通过直流侧负载功率辨识得到的功率与微燃机输出功率预测功率做差,差值为补偿功率,功率给定校正根据补偿功率进行功率给定的校正,瞬时功率跟踪控制环完成给定功率的实时控制。

2 瞬时功率快速补偿控制

2.1 微燃机输出功率预测方法

微燃机系统参数随工况不同具有明显变化,经状态反馈控制在全工况下的极点配置,微燃机闭环传递函数极点能够保持较为固定的位置,改善了微燃机控制系统的稳定性^[1,22-24]。微燃机的负载功率为 PWM 整流器直流输出功率,在冲击负载的瞬态过程中, PWM 整流器的电流为最大限制值,微燃机的输出功率与转速呈线性关系,则微燃机的闭环传递函数可表示为:

$$G_{MT}(s) = \frac{P_m(s)}{P_{rec}(s)} = \frac{n(s)}{n^*(s)} = \frac{1}{\eta_m \eta_e} C[sI - (A + BK)]^{-1} B \quad (1)$$

其中, P_m 为微燃机输出功率; n 为转速; η_m 为微燃机输出功率到电磁功率的转换效率; η_e 为电磁功率到 PWM 整流器直流侧功率的转换效率; A 为状态矩阵; B 为输入矩阵; C 为输出矩阵; K 为反馈矩阵。由文献[1, 7-9]可得:

$$G_{MT}(s) = \frac{P_m(s)}{P_{rec}(s)} = \frac{1}{\eta_m \eta_e} \frac{h_1 s + h_0}{s^3 + f_2 s^2 + f_1 s + f_0} \quad (2)$$

$$\begin{cases} h_0 = a_{12} a_{31} b_2 - a_{11} a_{32} b_2 \\ h_1 = a_{32} b_2 \end{cases} \quad (3)$$

$$\begin{cases} f_0 = -a_{11} a_{22} a_{33} + a_{11} a_{23} a_{32} + a_{12} a_{21} a_{33} - a_{12} a_{23} a_{31} - \\ a_{13} a_{21} a_{32} + a_{13} a_{22} a_{31} + a_{11} a_{32} b_2 k_3 - a_{11} a_{33} b_2 k_2 - \\ a_{12} a_{33} b_2 k_1 + a_{13} a_{31} b_2 k_2 - a_{13} a_{32} b_2 k_1 \\ f_1 = a_{11} a_{22} - a_{12} a_{21} + a_{11} a_{33} - a_{13} a_{31} + a_{22} a_{33} - \\ a_{23} a_{32} + a_{11} b_2 k_2 - a_{12} b_2 k_1 - a_{32} b_2 k_3 + a_{33} b_2 k_2 \\ f_2 = -a_{11} - a_{22} - a_{33} - b_2 k_2 \end{cases} \quad (4)$$

其中, a_{ij} 为矩阵 A 中元素, $i=1, 2, 3$ 且 $j=1, 2, 3$; b_1, b_2, b_3 为输入矩阵 B 的元素; k_1, k_2, k_3 为反馈矩阵 K 的元素。微燃机传递函数可表示为极点形式, 如下:

$$G_{MT}(s) = \frac{P_m(s)}{P_{rec}(s)} = \frac{1}{\eta_m \eta_e} \frac{a_{32} b_2 s + a_{12} a_{31} b_2 - a_{11} a_{32} b_2}{(s - \lambda_{k1})(s - \lambda_{k2})(s - \lambda_{k3})} \quad (5)$$

其中, $\lambda_{k1}, \lambda_{k2}, \lambda_{k3}$ 为系统特征值。

下面分析永磁同步发电机瞬时功率控制系统的功率传输特性, 采用功率前馈解耦控制可将瞬时有功功率和无功功率环变为 2 个独立的闭环结构。图 3 为永磁同步发电机瞬时功率控制系统结构图, 图中 u_{dc} 为直流电压反馈值, 下标“ref”表示相应量的给定值, P_{ref} 为功率给定值。系统闭环传递函数为:

$$G_{rec}(s) = \frac{P_{rec}(s)}{P_{Ldc}(s)} = [K_{dp} K_{dcp} s^2 + (K_{pi} K_{dcp} + K_{dp} K_{dci}) s + K_{pi} K_{dci}] / [CL_g s^4 + C(R_g + K_{dp}) s^3 + (CK_{pi} + K_{dp} K_{dcp}) s^2 + (K_{pi} K_{dcp} + K_{dp} K_{dci}) s + K_{pi} K_{dci}] \quad (6)$$

其中, P_{Ldc} 为直流侧负载功率; C 为直流母线滤波电容; L_g 为发电机定子电感; R_g 为发电机定子电阻; K_{dcp} 为电压环比例增益; K_{dci} 为电压环积分增益; K_{dp} 为功率环比例增益; K_{pi} 为功率环积分增益。

为了保证瞬时功率内环控制的快速性, 内环控

制器的一阶微分环节抵消永磁同步电机的电气惯性环节, 控制器参数有如下关系:

$$\begin{cases} K_{dp} = \omega_p L_g \\ K_{pi} = \omega_p R_g \end{cases} \quad (7)$$

其中, ω_p 为功率内环控制的截止频率。为了保证系统的稳定性, 要求电压外环中频宽具有足够的宽度, 选择剪切频率为中频段的中间, 则有:

$$\begin{cases} K_{dcp} = C \sqrt{\omega_p \omega_{dc}} \\ K_{pi} = K_{dci} = C \omega_{dc} \sqrt{\omega_p \omega_{dc}} \end{cases} \quad (8)$$

其中, ω_{dc} 为一阶微分环节的转折频率。

所采用的逆变器控制系统结构如图 4 所示, 图中 i_L 为负载电流, i_t 为逆变器输出电流, u_t 为逆变器输出电压。系统采用双环结构, 内环为电流环, 外环为电压环, 都采用 PI 控制。与 PWM 整流器控制系统结构图 3 相比, 具有类似的形式, 控制器设计方法相同, 因此可直接利用前面的分析结果。

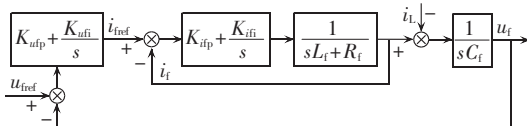


图 4 逆变器控制系统结构图

Fig.4 Structure of control system for converter

系统闭环传递函数可表示为:

$$G_{inv}(s) = [K_{iip} K_{uip} s^2 + (K_{iif} K_{uip} + K_{iip} K_{uif}) s + K_{iif} K_{uif}] \div [C_f L_f s^4 + C_f (R_f + K_{iip}) s^3 + (C_f K_{iif} + K_{iip} K_{uip}) s^2 + (K_{iif} K_{uip} + K_{iip} K_{uif}) s + K_{iif} K_{uif}] \quad (9)$$

其中, C_f 为逆变器输出滤波电容; L_f 为逆变器输出滤波电感; R_f 为逆变器输出电阻; K_{iip} 为电流环比例增益; K_{iif} 为电流环积分增益; K_{uip} 为电压环比例增益; K_{uif} 为电压环积分增益。电流内环控制器的参数选择如下:

$$\begin{cases} K_{iip} = \omega_i L_f \\ K_{iif} = \omega_i R_f \end{cases} \quad (10)$$

其中, ω_i 为电流内环截止频率。根据前面的设计结果, 电压外环控制器参数选择如下:

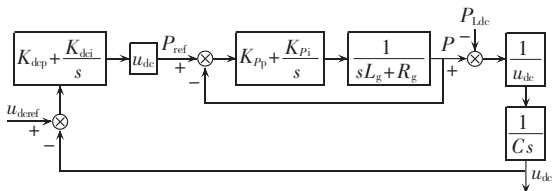
$$\begin{cases} K_{uip} = C_f \sqrt{\omega_i \omega_u} \\ K_{uif} = K_{uif} = C_f \omega_u \sqrt{\omega_i \omega_u} \end{cases} \quad (11)$$

其中, ω_u 为电压环截止频率。逆变器输出的瞬时有功功率和负载有功功率相等, 逆变器输出瞬时无功功率等于负载无功功率与交流滤波电容无功功率的和。本文研究的冲击负载属于有功功率, 暂不考虑负载无功功率的影响, 假设逆变器电流容量足够大, 则负载有功功率通过检测逆变器输出有功功率得到。分析可知, 逆变器直流输入功率与输出功率存在如下关系:

$$\frac{P_{Ldc}(s)}{P_L(s)} = \frac{1}{\eta_{inv}} \frac{\omega_i \sqrt{\omega_i \omega_u} s + \omega_u \sqrt{\omega_i \omega_u}}{s^3 + \omega_i s^2 + \omega_i \sqrt{\omega_i \omega_u} s + \omega_u \sqrt{\omega_i \omega_u}} \quad (12)$$

图 3 永磁同步发电机瞬时功率控制系统结构图

Fig.3 Structure of instantaneous power control system for PMSG



其中, η_{inv} 为逆变器效率。

由前面的分析可知无补偿微燃机控制系统输出功率特性,微燃机的输出功率可表示为:

$$P_m(s) = G_{MT}(s)P_{rec}(s) \quad (13)$$

$$P_{rec}(s) = G_{rec}(s)P_{Ldc}(s) \quad (14)$$

$$P_{Ldc}(s) = G_{inv}(s)P_L(s) / \eta_{inv} \quad (15)$$

将式(14)和(15)代入式(13)中可得:

$$P_m(s) = G_{MT}(s)G_{rec}(s)G_{inv}(s)P_L(s) / \eta_{inv} \quad (16)$$

由上式可知无冲击补偿时,负载功率和微燃机输出功率存在固定的函数关系,当负载功率发生变化时,可通过式(16)预测无补偿时的微燃机输出功率。将式(2)、(6)和(9)代入式(16)中可得:

$$P_m(s) = \frac{1}{\eta_m \eta_e \eta_{inv}} \frac{a_{32}b_2s + a_{12}a_{31}b_2 - a_{11}a_{32}b_2}{(s - \lambda_{k1})(s - \lambda_{k2})(s - \lambda_{k3})} \times \frac{\omega_p \sqrt{\omega_p \omega_{dc}} s + \omega_p \omega_{dc} \sqrt{\omega_p \omega_{dc}}}{s^3 + \omega_p s^2 + \omega_p \sqrt{\omega_p \omega_{dc}} s + \omega_p \omega_{dc} \sqrt{\omega_p \omega_{dc}}} \times \frac{\omega_i \sqrt{\omega_i \omega_u} s + \omega_i \omega_u \sqrt{\omega_i \omega_u}}{s^3 + \omega_i s^2 + \omega_i \sqrt{\omega_i \omega_u} s + \omega_i \omega_u \sqrt{\omega_i \omega_u}} P_L(s) \quad (17)$$

根据前面给出的参数值,可绘出预测模型的伯德图,如图 5 所示。图中给出了预测模型、微燃机传递函数、逆变器传递函数的伯德图,可知逆变器具有较高的频率响应范围,预测模型和微燃机的频率响应较低。在低频段预测模型和微燃机传递函数特性基本重合,高频段预测模型的衰减更快。预测模型的特性主要受微燃机传递函数影响,逆变器仅影响高频段特性。

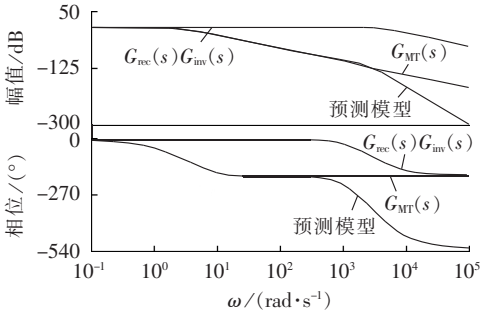


图 5 微燃机输出功率预测模型伯德图

Fig.5 Bode diagram of micro-turbine output power prediction model

2.2 DC/DC 变换器瞬时功率跟踪控制

瞬时功率跟踪控制结构图如图 6 所示,由瞬时功率控制器、放大系数、直流滤波环节和采样延时环节组成。由于 DC/DC 变换器的瞬时功率随开关周期呈脉动状态,为了功率的平稳控制,功率采样后需要进行滤波处理,会产生一定的延时,用一阶惯性环节表示,时间常数为 T_{SC} 。

根据图 6 可得出系统的闭环传递函数为:

$$G_{SC}(s) = \frac{K_{dc}(K_{SCp}s + K_{SCi})(T_{SC}s + 1)}{s(L_{dc}s + R_{dc})(T_{SC}s + 1) + K_{dc}(K_{SCp}s + K_{SCi})} \quad (18)$$

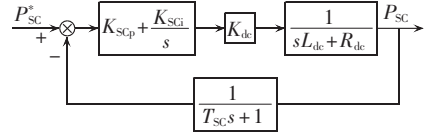


图 6 瞬时功率跟踪控制结构图

Fig.6 Structure of instantaneous power tracking control

其中, L_{dc} 为直流滤波电感; R_{dc} 为直流滤波电感电阻; K_{SCp} 为功率环比比例增益; K_{SCi} 为功率环比积分增益; T_{SC} 为功率反馈滤波延时的时间常数; K_{dc} 为正向通道的系统增益。

系统开环传递函数由积分环节、2 个一阶惯性环节、一阶微分环节和比例环节组成。为了提高功率环的响应速度,用控制器的微分环节抵消系统滤波器的惯性环节,合理设置比例增益使系统具有足够的中频宽。由此可得控制器参数为:

$$\begin{cases} K_{SCi} = R_{dc} \omega_{SCc} \sqrt{(T_{SC} \omega_{SCc})^2 + 1} / K_{dc} \\ K_{SCp} = L_{dc} \omega_{SCc} \sqrt{(T_{SC} \omega_{SCc})^2 + 1} / K_{dc} \end{cases} \quad (19)$$

其中, ω_{SCc} 为开环传递函数的剪切频率。将式(19)代入式(18)中可得系统闭环传递函数为:

$$G_{SC}(s) = \frac{\omega_{SCc} \sqrt{(T_{SC} \omega_{SCc})^2 + 1} (T_{SC}s + 1)}{s (T_{SC}s + 1) + \omega_{SCc} \sqrt{(T_{SC} \omega_{SCc})^2 + 1}} \quad (20)$$

2.3 瞬时功率补偿控制器设计

加入超级电容储能单元后的直流侧瞬时功率补偿给定值为:

$$P_{SCdc}^*(s) = P_{Ldc}(s) - P_{rec}^*(s) \quad (21)$$

其中, P_{SCdc}^* 为超级电容直流侧功率给定值; P_{rec}^* 为 PWM 整流器输出功率给定值。在冲击负载瞬态过程中, PWM 整流器电压环控制器处于饱和状态,以最大容量输送功率,此时微燃机输出功率与 PWM 整流器输出功率相等,因此有:

$$P_{rec}^*(s) = P_{MTout}^*(s) \quad (22)$$

其中, P_{MTout}^* 为微燃机输出功率给定值。

将式(22)代入式(21)中有:

$$P_{SCdc}^* = P_{Ldc}(s) - P_{MTout}^*(s) \quad (23)$$

将式(15)和(16)代入式(23)中有:

$$P_{SCdc}^* = G_{inv}(s)P_L(s) - G_{MT}(s)G_{rec}(s)G_{inv}(s)P_L(s) \quad (24)$$

将式(5)、(6)和(9)代入式(24)中可得:

$$P_{SCdc}^*(s) = \frac{\omega_i \sqrt{\omega_i \omega_u} s + \omega_i \omega_u \sqrt{\omega_i \omega_u}}{s^3 + \omega_i s^2 + \omega_i \sqrt{\omega_i \omega_u} s + \omega_i \omega_u \sqrt{\omega_i \omega_u}} \times \left[1 - \frac{1}{\eta_m \eta_e \eta_{LSC}} \frac{a_{32}b_2s + a_{12}a_{31}b_2 - a_{11}a_{32}b_2}{(s - \lambda_{k1})(s - \lambda_{k2})(s - \lambda_{k3})} \times \frac{\omega_p \sqrt{\omega_p \omega_{dc}} s + \omega_p \omega_{dc} \sqrt{\omega_p \omega_{dc}}}{s^3 + \omega_p s^2 + \omega_p \sqrt{\omega_p \omega_{dc}} s + \omega_p \omega_{dc} \sqrt{\omega_p \omega_{dc}}} \right] P_L(s) \quad (25)$$

其中, η_{LSC} 为超级电容储能系统效率。

式(25)就是直流侧功率补偿给定的计算公式。整理式(25)可得直流侧功率补偿给定到负载的传递

函数为:

$$\frac{P_{SCdc}^*(s)}{P_L(s)} = G_{inv}(s) [1 - G_{MT}(s) G_{rec}(s)] \quad (26)$$

对比式(23)和式(26)可知:

$$\frac{P_{SCdc}^*(s)}{P_L(s)} + \frac{P_{MTout}^*(s)}{P_L(s)} = G_{inv}(s) \quad (27)$$

由式(27)可知,功率传递分为两部分:一部分由超级电容储能单元提供,另一部分由微燃机提供。其中以超级电容储能单元为主提供瞬态快速变化的功率,微燃机则提供缓慢变化和稳态功率,二者的协调分工工作可由伯德图清晰地看出,如图7所示。

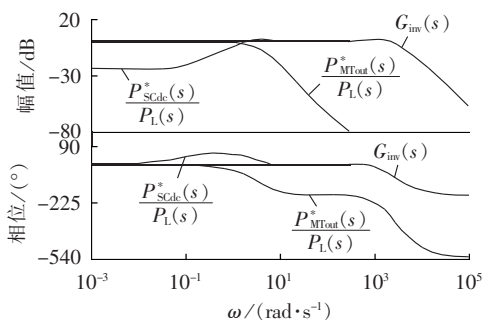


图7 瞬时功率补偿控制伯德图

Fig.7 Bode diagram of instantaneous power compensation control

由图7可知,超级电容储能单元的功率传输呈现高通特性,频率小于微燃机截止频率的信号会被大幅衰减,即超级电容储能单元不响应负载功率中的低频部分;对于负载功率中过高的频率成分也具有很好的抑制能力,而对负载功率的中频段信号进行无衰减的传输。微燃机只能响应负载功率中的低频成分,微燃机和超级电容储能单元的合成特性与逆变器的传递函数特性相同。这说明,由微燃机和超级电容储能单元组成的混合供电系统能够满足冲击性负载功率快速变化的要求。

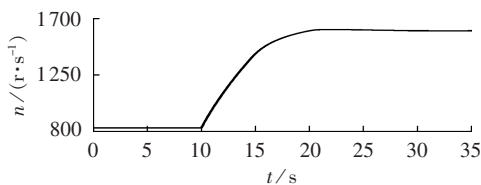
3 仿真实证

根据文献[22,24]所建的微燃机模型,结合微燃机效率优化控制和状态反馈控制^[1,23],针对本文建立的基于超级电容储能的微燃机发电系统瞬时功率补偿控制,在 MATLAB/Simulink 仿真环境中建立了微燃机发电系统孤岛运行时冲击负载扰动的仿真模型,对所提瞬时功率补偿控制策略的有效性和正确性进行验证。微燃机本体参数与文献[22,24]相同,功率变换系统的电路参数和控制参数如下: $\eta_m = 0.97$, $\eta_e = 0.98$, $K_{dep} = 138.16$, $K_{dci} = 86\,764$, $K_{Pp} = 52.438$, $K_{Pi} = 2\,826$, $R_g = 0.045\,\Omega$, $L_g = 835\,\mu\text{H}$, $C = 2\,200\,\mu\text{F}$, $u_{dcref} = 800\,\text{V}$, $K_{ufp} = 0.0397$, $K_{ufi} = 24.943$, $K_{ifp} = 6.28$, $K_{ifi} = 125.6$, $R_f = 0.02\,\Omega$, $L_f = 1\,000\,\mu\text{H}$, $C_f = 20\,\mu\text{F}$, $u_{fref} = 220\,\text{V}$, $\eta_{inv} = 0.98$, $K_{SCp} = 0.003\,51$, $K_{SCi} = 0.070\,2$, $K_{dc} = 500$, $R_{dc} = 0.01$

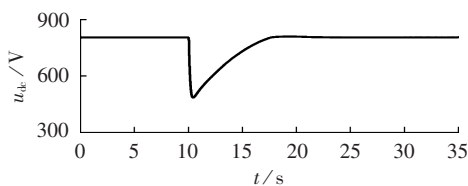
Ω , $L_{dc} = 500\,\mu\text{H}$ 。

3.1 无补偿发电系统冲击性负载特性

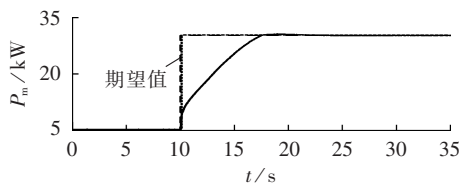
开始时负载为 5 kW,转速为 833 r/s,在 10 s 时刻负载突然增加到 30 kW,系统转速、PWM 整流器输出直流电压和功率的响应情况如图8所示。冲击负载加载后,系统转速缓慢增加到 1 600 r/s,动态调节时间为 10 s。PWM 整流器最大相电流有效值限制为 50 A,负载突增的瞬间直流母线电压从 800 V 快速下降到 490 V,下降过程大约是 0.5 s,经过 7 s 后直流母线电压恢复到 800 V。由图8(c)可知 PWM 整流器输出功率在负载突增时不能快速响应,经过 7 s 的调节后才具有 30 kW 的输出能力,远小于期望值。这种直流母线电压大幅度长时间的跌落不能满足冲击性负载的要求,根源在于微燃机输出功率的慢响应性,因此需要超级电容储能单元提供快速响应的瞬时功率。



(a) 转速响应



(b) 输出直流电压响应



(c) 输出功率响应

图8 冲击性负载无补偿发电系统仿真结果

Fig.8 Simulative results of power generation system without impact load compensation

3.2 冲击加载瞬时功率快速补偿

系统发电阶段从轻载到满载的冲击负载动态过程仿真结果如图9所示,图中给出了超级电容储能单元瞬时功率控制和无补偿的对比结果。开始时系统运行于轻载状态,负载为 5 kW,转速为 833 r/s,直流母线电压为 800 V,超级电容的电压为给定值。10 s 时负载由轻载阶跃到 30 kW 满载状态,由图9(b)可知无冲击补偿时直流母线电压迅速跌落到 500 V,然后经过大约 7.5 s 的时间恢复到稳定状态;加入本文提出的瞬时功率快速补偿控制方法后动态过程中直流母线电压保持给定值不变。由图9(c)可知有补偿

系统时 PWM 整流器输出功率比无冲击补偿时略小,而调节时间略长。由图 9(d)可看出超级电容释放的功率和电压,由超级电容电压的下降程度可算出一次阶跃加载过程超级电容的能量输出情况。超级电容释放功率与图 9(c)中 PWM 整流器输出功率相加等于负载功率,由于动态过程中冲击补偿的瞬时功率控制的加入使直流母线的瞬时功率处于平衡状态,直流母线电压无明显变化,显著提升了微燃机发电系统抗冲击负载扰动的动态特性。

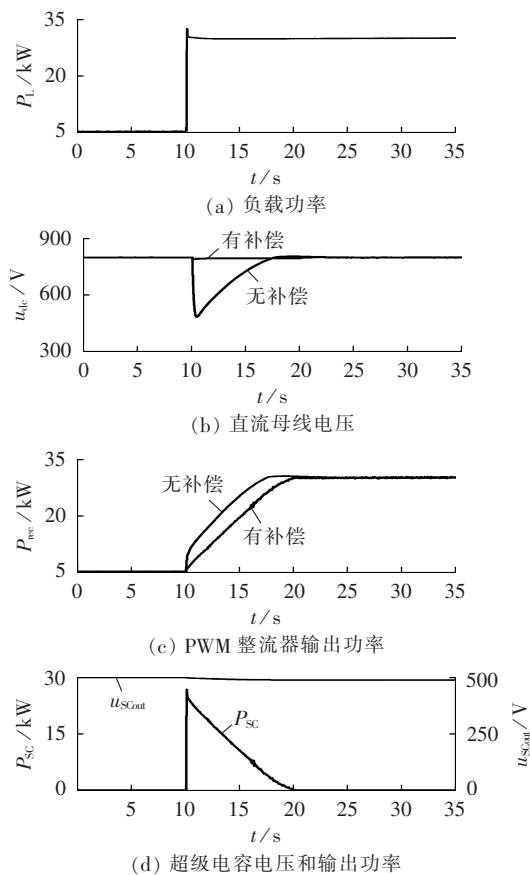


图 9 冲击负载加载动态过程仿真结果

Fig.9 Simulative dynamic process of impact load increase

3.3 冲击减载瞬时功率快速吸收

系统发电阶段从满载到轻载的冲击减载动态过程仿真结果如图 10 所示,图中给出了超级电容储能单元的瞬时功率控制和无冲击补偿的对比结果。开始时系统运行于满载状态,负载为 30 kW,转速为 1600 r/s,直流母线电压为 800 V,超级电容的电压为给定值。由图 10(a)可知 10 s 时负载由阶跃 30 kW 满载到轻载状态,由图 10(b)可知转速开始缓慢下降,经过大约 9 s 后达到 833 r/s 的稳定状态,下降过程中转速与负载不成线性关系,而是先慢后快。图 10(c)给出了有冲击补偿瞬时功率控制和无冲击补偿的直流母线电压对比结果。由图 10(c)可知,无补偿时,直流母线电压快速上升,最高可达 960 V,动态

过程中波动剧烈,直流母线电压大范围波动不利于系统安全可靠运行,另外给逆变器精确控制带来困难;冲击补偿瞬时功率控制情况下,补偿系统吸收多余能量使系统快速处于动态能量平衡,直流母线电压几乎保持稳定值不变,动态过程中有大约 10 V 的波动量,远远小于无超级电容情况。由图 10(d)中 PWM 整流器输出功率的对比情况可知,无冲击补偿时输出功率很快降到了轻载水平,这种功率的突变会造成微燃机转速的迅速上升,甚至触发保护设置而停机;而冲击补偿时 PWM 整流器输出功率逐渐线性降到新的稳定值,这样微燃机有足够的时间对输出功率进行调节,动态过程中 PWM 整流器输出功率减去图 10(e)中超级电容输出功率数值后与负载功率相等。图 10(d)中新稳态时 2 种方式的 PWM 整流器输出功率差是由于超级电容储能单元正在充电造成的。仿真结果证明本文提出的瞬时功率快速补偿控制策略增强了微燃机发电系统的抗冲击负载

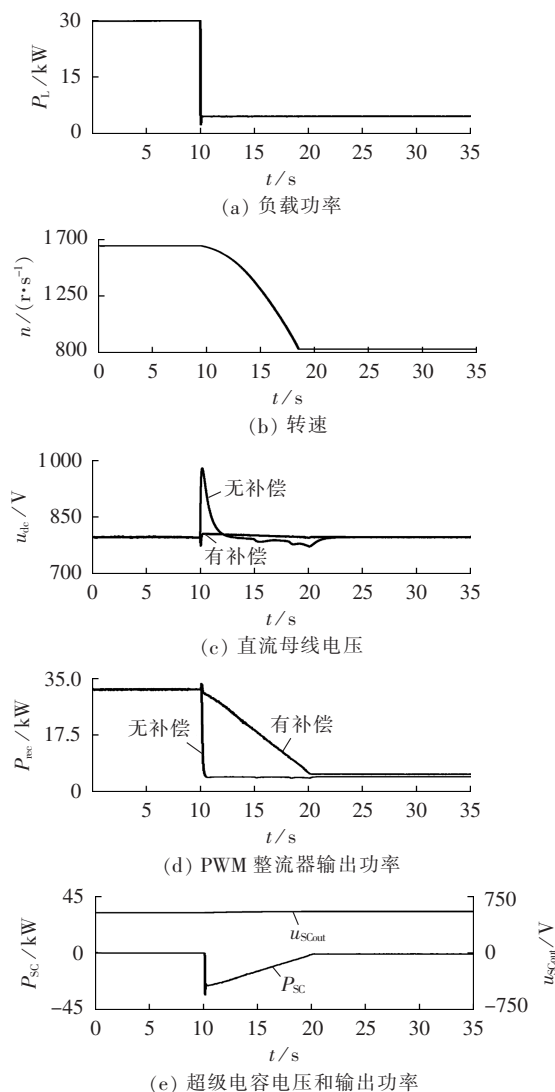


图 10 冲击负载减载动态过程仿真结果

Fig.10 Simulative dynamic process of impact load decrease

减载扰动的性能。

4 结论

针对传统微燃机发电系统输出功率调节响应慢的问题,提出通过微燃机发电机组自身功率响应预测和负载辨识的瞬时补偿功率控制算法。频域分析证明,冲击补偿功率传输具有高通特性,通过补偿环节的高功率动态响应弥补微燃机输出功率低动态响应的问题,使系统实时处于瞬时功率平衡状态,保证直流母线电压的平稳,使系统实时处于瞬时功率平衡状态。

参考文献:

- [1] 段建东,吴凤江,赵克,等. 回热循环微型燃气轮机全工况状态反馈控制[J]. 电工技术学报,2014,29(3):213-221.
DUAN Jiandong,WU Fengjiang,ZHAO Ke,et al. Total operating mode state feedback control of the recuperative cycle microturbine[J]. Transactions of China Electrotechnical Society,2014,29(3):213-221.
- [2] 夏榆杭,刘俊勇. 基于分布式发电的虚拟发电厂研究综述[J]. 电力自动化设备,2016,36(4):100-106.
XIA Yuhang,LIU Junyong. Review of virtual power plant based on distributed generation[J]. Electric Power Automation Equipment,2016,36(4):100-106.
- [3] 郑连清,庄琛,马世强,等. 微电网改进负荷功率分配策略与并网稳定性分析[J]. 电力自动化设备,2015,35(4):17-23.
ZHENG Lianqing,ZHUANG Chen,MA Shiqiang,et al. Improved load power allocation strategy for microgrid and grid-connection stability analysis[J]. Electric Power Automation Equipment,2015,35(4):17-23.
- [4] 孙盛鹏,刘凤良,薛松. 需求侧资源促进可再生能源消纳贡献度综合评价体系[J]. 电力自动化设备,2015,35(4):77-83.
SUN Shengpeng,LIU Fengliang,XUE Song. Comprehensive evaluation system for contribution degree of demand-side resources to renewable energy source integration[J]. Electric Power Automation Equipment,2015,35(4):77-83.
- [5] 周念成,邓浩,王强钢. 光伏与微型燃气轮机混合微网能量管理研究[J]. 电工技术学报,2012,27(1):74-83.
ZHOU Niancheng,DENG Hao,WANG Qianggang. Energy management strategy of PV and micro-turbine hybrid micro-grid[J]. Transactions of China Electrotechnical Society,2012,27(1):74-83.
- [6] 钱科军,袁越,石晓丹,等. 分布式发电的环境效益分析[J]. 中国电机工程学报,2008,28(29):11-15.
QIAN Kejun,YUAN Yue,SHI Xiaodan,et al. Environmental benefits analysis of distributed generation[J]. Proceedings of the CSEE,2008,28(29):11-15.
- [7] 赵士杭. 新概念微型燃气轮机的发展[J]. 燃气轮机技术,2001,14(2):8-13.
ZHAO Shihang. The development of new concept micro gas turbine[J]. Gas Turbine Technology,2001,14(2):8-13.
- [8] 徐庆邮. 微型燃气轮机的发展、技术特点及市场应用[J]. 上海电力,2009(5):355-357.
XU Qingyou. Development,technical characteristics and market application of micro gas turbine[J]. Shanghai Electric Power,2009(5):355-357.
- [9] 贾武元,袁春,史银建. 微型燃气轮机发电机组及其在军事领域的应用前景[J]. 移动电源与车辆,2003(4):43-45.
JIA Wuyuan,YUAN Chun,SHI Yinjian. Micro-turbine generator and its applications in military[J]. Movable Power Station & Vehicle,2003(4):43-45.
- [10] 靳智平. 微型燃气轮机发电在我国的应用前景[J]. 电力学报,2004,19(2):95-97.
JIN Zhiping. Application prospects of microturbine in electric power industry of our country[J]. Journal of Electric Power,2004,19(2):95-97.
- [11] YINGER R J. Behavior of capstone and Honeywell micro-turbine generators during load changes[R]. Berkeley,CA,USA: CERTS,2001.
- [12] 李政,王德慧,徐大懋. 微型燃气轮机变工况运行方式研究[J]. 汽轮机技术,2005,47(2):114-117.
LI Zheng,WANG Dehui,XU Damao. Study on microturbine operation mode at off-design condition[J]. Turbine Technology,2005,47(2):114-117.
- [13] ZHU X C,LI X,SHEN G Q,et al. Design of the dynamic power compensation for PEMFC distributed power system[J]. IEEE Transactions on Industrial Electronics,2010,57(6):1935-1944.
- [14] QU L Y,QIAO W. Constant power control of DFIG wind turbines with supercapacitor energy storage[J]. IEEE Transactions on Industry Applications,2011,47(1):359-367.
- [15] LI W,JOÓŠ G,BÉLANGER J. Real-time simulation of a wind turbine generator coupled with a battery supercapacitor energy storage system[J]. IEEE Transactions on Industrial Electronics,2010,57(4):1137-1145.
- [16] MURRAY D B,HAYES J G O,SULLIVAN D L,et al. Supercapacitor testing for power smoothing in a variable speed offshore wave energy converter[J]. IEEE Journal of Oceanic Engineering,2012,37(2):301-308.
- [17] ABBEY C,JOOS G. Supercapacitor energy storage for wind energy applications[J]. IEEE Transactions on Industry Applications,2007,43(3):769-776.
- [18] ONGARO F,SAGGINI S,MATTAVELLI P. Li-ion battery-supercapacitor hybrid storage system for a long lifetime, photovoltaic-based wireless sensor network [J]. IEEE Transactions on Power Electronics,2012,27(9):3944-3952.
- [19] THOINTHONG P,RAEL S,DAVAT B. Analysis of supercapacitor as second source based on fuel cell power generation[J]. IEEE Transactions on Energy Conversion,2009,24(1):247-255.
- [20] LIU Jia,MIURA Y,ISE T. Comparison of dynamic characteristics between virtual synchronous generator and droop control in inverter-based distributed generators [J]. IEEE Transactions on Power Electronics,2016,31(5):3600-3611.
- [21] ROUZBEHI K,MIRANIAN A,CANDELA J I,et al. A generalized voltage droop strategy for control of multiterminal DC grids[J]. IEEE Transactions on Industry Applications,2015,51(1):607-618.
- [22] 段建东,赵克,吴凤江,等. 回热循环微型燃气轮机非线性数学模型[J]. 航空动力学报,2014,29(1):199-206.

DUAN Jiandong,ZHAO Ke,WU Fengjiang,et al. Nonlinear mathematical model of regenerative cycle microturbine [J]. Journal of Aerospace Power,2014,29(1):199-206.

[23] 段建东,孙东阳,吴凤江,等. 微燃机效率优化运行及全工况状态反馈控制[J]. 电机与控制学报,2013,17(11):47-54.

DUAN Jiandong,SUN Dongyang,WU Fengjiang,et al. Optimal efficiency operation and overall operating condition state feedback control of microturbine [J]. Electric Machines and Control,2013,17(11):47-54.

[24] DUAN Jiandong,SUN Li,WANG Guanglin,et al. Nonlinear modeling of regenerative cycle micro gas turbine[J]. Energy,

2015,91(11):168-175.

作者简介:



王 帅

王 帅(1984—),男,黑龙江七台河人,博士研究生,从事分布式发电技术等方面的研究(E-mail:86265492@qq.com);

段建东(1985—)男,内蒙古土默特右旗人,助理研究员,博士,从事微型燃气轮机控制技术、永磁同步发电机、PWM 整流器等方面的研究。

Power balance control based on super-capacitor energy storage for micro-turbine power generation system

WANG Shuai,DUAN Jiandong,SUN Li,FAN Shaogui

(Department of Electrical Engineering,Harbin Institute of Technology,Harbin 150001,China)

Abstract: Based on the analysis of its working mechanism,it is found that the impact load of traditional micro-turbine power generation system during its operation in microgrid is due to the slow response of its micro-turbine output power regulation,aiming at which,a strategy of quick instantaneous power control based on the impact compensation is proposed to make up for the instantaneous output power shortage of micro-turbine. The instantaneous compensation power control is based on the power response prediction of micro-turbine generator set while the quick dynamic power response is based on the super-capacitor energy storage to compensate the slow dynamic power response of micro-turbine output power,which balances the system instantaneous power in real time to ensure the stable DC bus voltage and enhance the adaptability of micro-turbine power generation system for the impact load. The correctness and feasibility of the proposed control strategy are verified by experiments.

Key words: micro-turbine; electric power generation; impact load; super-capacitor; energy storage; power control

(上接第 125 页 continued from page 125)

deposition[J]. Transactions of China Electrotechnical Society , 2013,28(1):57-64.

作者简介:

李泽文(1975—),男,湖南石门人,副教授,博士,从事电力系统保护与控制方面的研究(E-mail:lzw0917@163.com);

刘柏罕(1991—),男,湖南怀化人,硕士研究生,从事电



李泽文

力系统保护与控制方面的研究(E-mail:475346693@qq.com);

熊 毅(1992—),男,湖北荆州人,硕士研究生,从事电力系统保护与控制方面的研究(E-mail:835531361@qq.com)。

Fault traveling wave detection based on SR-ITD

LI Zewen,LIU Bohan,XIONG Yi,ZHAO Ting,GUO Tiantian,TAN Muzi

(The Grid Security Monitoring Technology Engineering Research Center of the Ministry of Education, Changsha University of Science and Technology,Changsha 410076,China)

Abstract: Since the traveling wave signal is interfered by strong noise during its extraction in substation, a method of traveling wave signal detection based on SR-ITD(Stochastic Resonance-Intrinsic Time scale Decomposition) is proposed,which applies the stochastic resonance method to effectively enhance its signal-noise ratio during the processing of detected signal and then the intrinsic time scale decomposition to analyze the traveling wave signal for the accurate detection of its characteristic information. Theoretical analysis and simulative results indicate that,the proposed method can effectively extract the traveling wave signals from the strong noise disturbances of substation and accurately detect the contained fault information.

Key words: fault traveling wave; stochastic resonance; intrinsic time-scale decomposition; noise; electric fault location