

基于平均值模型的感应子脉冲发电机电容器重频充电系统分析

刘龙建¹, 于克训², 谢贤飞^{2*}

(1. 昆明理工大学 电力工程学院, 云南 昆明 650500;

2. 华中科技大学 强电磁技术全国重点实验室, 湖北 武汉 430074)

Analysis of Pulsed Homopolar Inductor Alternator Capacitor Repetitive Charging System Based on Average-Value Model

LIU Longjian¹, YU Kexun², XIE Xianfei^{2*}

(1. Faculty of Electric Power Engineering, Kunming University of Science and Technology, Kunming 650500, China;

2. State Key Laboratory of Advanced Electromagnetic Technology, Huazhong University of Science and Technology, Wuhan 430074, China)

Abstract: Based on the average value model, the capacitor repetitive charging system of pulsed homopolar inductor alternator is studied. The variation law of sub-transient flux linkage during the charging process is analyzed, as well as the impact of sub-transient flux linkage variation on charging performance. Simulation and calculation results show that the sub-transient flux linkage gradually decrease during the charging process. When the charging time is equivalent to the electromagnetic time constant of the generator, the decrease in the sub-transient flux linkage during the charging process leads to a significant decrease in the charging voltage, so the impact of the sub-transient flux linkage change must be considered. The impact of excitation power supply with constant current control function on the regulation during charging is further studied, and it is pointed out that in order to reduce the insulation requirements of the generator, a gradual rise of the excitation current in the repetitive charging and discharging pulse mode should be adopted.

Key words: pulsed homopolar inductor alternator, capacitor repetitive charging system, average-value model, sub-transient flux linkage

摘 要: 基于平均值模型对感应子脉冲发电机电容器重频充电系统进行了研究。分析了次暂态磁链在充电过程中的变化规律,以及次暂态磁链的变化对充电性能的影响。仿真和计算结果表明,次暂态磁链在充电过程中逐渐变小。当充电时间与发电机的电磁时间常数相当时,充电过程中次暂态磁链下降会导致充电电压明显降低,因此必须考虑次暂态磁链变化的影响。进一步研究了具有恒流控制功能的励磁电源对充电过程中调节作用的影响,并指出为了降低发电机对绝缘性能的要求,在重频放电脉冲模式下励磁电流应该采用逐渐上升的方式。

关键词: 感应子脉冲发电机; 电容器重频充电系统; 平均值模型; 次暂态磁链

0 引言

基于感应子发电机的电容充电脉冲电源是一种前景良好的高功率和高储能密度重复频率脉冲电源。目前对基于感应子发电机的电容充电脉冲电源的研究集中于两方面,一是对该电源系统的分析和优化设计^[1-11];另一是对感应子脉冲发电机本体的分析和优化设计^[12-23]。文献[20]提出了一种被动补偿式感应子电机。文献[21-23]提出了一种主动励磁补偿式感应子电机,该电机可以大幅提升电机的功率密度。文献[24]将超导励磁感应子电机应用于电容充电脉冲电源,仿真和理论计算结果表明,超导励磁感应子电机可以

基金项目: 国家自然科学基金(52007072);强电磁技术全国重点实验室开放课题(AET 2024KF013)

National Natural Science Foundation of China (52007072);
Foundation of State Key Laboratory of Advanced Electromagnetic
Technology (AET 2024KF013)

大幅提升电源系统的功率密度,并且效率相比常规感应子电机高。

许多学者对感应子脉冲发电机容性整流系统的建模和仿真方法进行了研究,这些方法可分为电感矩阵模型、平均值模型以及电抗后电压 (Voltage Behind Reactance, VBR) 模型等^[1-3,7-11]。文献[9]分析了电路所有的模式,并分析了直交轴次暂态电感对充电性能的影响,得出了充电性能主要取决于直轴次暂态电感的结论。文献[7, 10]基于同步电机数学模型,建立了系统的瞬态平均值模型,并分析了直交轴次暂态电感对充电性能的影响,以及平均值模型与 VBR 模型之间的关系,得出了 VBR 模型是平均值模型的一种特例的结论。文献[11]提出了一种感应子脉冲发电机容性整流系统的简化分析模型,该模型考虑了次暂态磁链和转速的变化,将整流桥的模型简化为一个表格,通过查表方式即可得到电容电压与电流之间的关系,大大提升了仿真速度,但整流桥的模型存在一定误差。文献[2]基于电感矩阵模型对电容充电脉冲电源的重频充电性能进行了研究分析,但未对充电过程中次暂态磁链的变化规律进行分析。综上所述,前人的研究忽略了次暂态磁链的变化,而次暂态磁链降低会对充电性能产生影响,尤其在连发情况下,整个脉冲束的时间达秒级,与发电机的电磁时间常数相当,电机绕组磁链不再近似守恒,次暂态磁链可能会明显下降,使得实际充电电压达不到设计值。因此,需要对次暂态磁链的变化进行分析。

本文基于平均值模型,对感应子脉冲发电机电容器重频充电系统进行了研究。首先分析了次暂态磁链在充电过程中的变化规律;其次研究了次暂态磁链的变化对充电性能的影响;最后研究了具有恒流控制功能的励磁电源对充电过程中调节作用的影响。

1 平均值模型建模

当需要考虑次暂态磁链变化及机械暂态过程时,需要对电容充电系统中发电机、整流桥、原动机、励磁装置以及负载各部分进行建模。

1.1 计算流程

参考前人研究方法,整个计算程序流程的框图如图 1 所示^[7,10,25]。图 1 中所有物理量均为

1/6 电周期内的平均值。发电机降阶模型是整个计算程序核心部分,其输入量有励磁绕组的电压以及电枢电流 i_d, i_q , 输出量有次暂态磁链、励磁电流;整流平均值模型输入量为次暂态磁链、直流电压 u_{dc} 以及电角频率 w , 输出量为直流电流 i_{dc} 和电枢电流 i_d, i_q ; 直流负载模型输入量为直流电流 i_{dc} , 输出量为直流电压 u_{dc} ; 励磁电源回路模型由励磁电源决定, 充电过程中, 发电机励磁绕组电压可以保持不变(励磁恒压控制), 也可以根据励磁电流的变化而进行相应的调节(励磁恒流控制)。

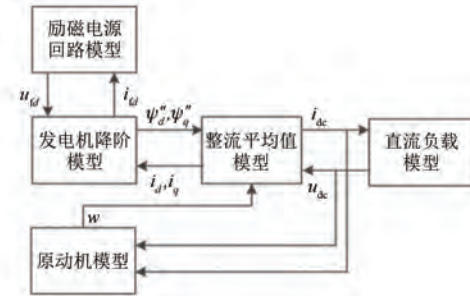


图 1 计算程序流程结构图

Fig. 1 Structural diagram of computational program

原动机模型以转子机械角速度 ω_M 为状态变量,输入量为直流电流 i_{dc} 和直流电压 u_{dc} ,输出量为电角频率 w 。转子转速的状态方程为

$$p\omega_M = \frac{P_M - u_{dc}i_{dc}}{\eta\omega_M J} \quad (1)$$

式中: p 为微分算子; J 为原动机连同发电机转子总的转动惯量; η 为充电平均转换效率; P_M 为原动机的输出机械功率。

发电机降阶模型以励磁和阻尼绕组磁链为状态变量。绕组磁链方程见文献[25]。发电机励磁磁链的直、交轴分量表达式如式(2)所示:

$$\begin{cases} \psi_{md} = \psi_d'' - \frac{i_d}{1/L_{md} + 1/L_{lfd} + 1/L_{lkd}} \\ \psi_{mq} = \psi_q'' - \frac{i_q}{1/L_{mq} + 1/L_{lkq}} \end{cases} \quad (2)$$

式中: ψ_{md}, ψ_{mq} 分别为发电机励磁磁链的直、交轴分量; ψ_d'', ψ_q'' 分别为直、交轴次暂态磁链; L_{md}, L_{mq} 分别为直、交轴电枢反应电感; L_{lfd} 为励磁绕组的漏电感; L_{lkd}, L_{lkq} 分别为等效直、交轴阻尼绕组的漏电感。

发电机的励磁磁链表征发电机主磁路的饱和

程度,励磁磁链越大则发电机主磁路的饱和程度越大,当励磁磁链大于初始饱和值时,需要考虑主磁路饱和的影响。

整流平均值模型的微分方程为

$$p i_{dc} = \frac{1}{L_t} \left[-\frac{3\sqrt{3}w}{\pi} \left[\psi_d'' \sin\left(\theta_0 + \frac{\pi}{3}\right) + \psi_q'' \cos\left(\theta_0 + \frac{\pi}{3}\right) \right] - \frac{3w}{\pi} L_c [i_{dc} + i_{dc}|_{\theta_0} - \bar{i}_{dc}] - u_{dc} - 2r_s i_{dc} \right] \quad (3)$$

式中: L_c 、 L_t 分别为换流电感、瞬态换流电感; θ_0 为换流延迟角; r_s 为电枢绕组电阻; $i_{dc}|_{\theta_0}$ 、 $\bar{i}_{dc}$ 分别为当电容电压为 u_{dc} 时, θ_0 时刻的直流电流值、直流电流平均值,具体推导可参考文献[7,10]。

电容器负载的状态方程为

$$p u_{dc} = i_{dc} / C_f \quad (4)$$

式中: C_f 为负载电容器容值。

式(3)、式(4)和绕组磁链方程组成的状态方程组可以写成矩阵的形式,如式(5)所示:

$$p \begin{bmatrix} u_{dc} \\ i_{dc} \\ \psi_{fd} \\ \psi_{kd} \\ \psi_{kq} \end{bmatrix} = \mathbf{G} \begin{bmatrix} u_{dc} \\ i_{dc} \\ \psi_{fd} \\ \psi_{kd} \\ \psi_{kq} \end{bmatrix} + \mathbf{H} \begin{bmatrix} \psi_d'' \\ \psi_q'' \\ \bar{i}_{dc} \\ i_{dc}|_{\theta_0} \\ \bar{i}_a \\ u_{fd} \\ i_d \\ i_q \end{bmatrix} \quad (5)$$

式中: ψ_{fd} 为励磁绕组磁链; ψ_{kd} 、 ψ_{kq} 分别为等效直、交轴阻尼绕组磁链; u_{fd} 为励磁绕组的电压; $\bar{i}_a$ 为当电容电压为 u_{dc} 时的 A 相电流平均值;

$$\mathbf{G} = \begin{bmatrix} \mathbf{G}_{11} & 0 \\ 0 & \mathbf{G}_{22} \end{bmatrix},$$

$$\mathbf{G}_{11} = \begin{bmatrix} 0 & \frac{1}{C_f} \\ -\frac{1}{L_t} & -\left(\frac{3w}{\pi} L_c + 2r_s\right) \frac{1}{L_t} \end{bmatrix},$$

$$\mathbf{G}_{22} = \begin{bmatrix} \frac{r_{fd} K_{L_d}}{L_{lfd} L_{lfd}} - \frac{r_{fd}}{L_{lfd}} & \frac{r_{fd} K_{L_d}}{L_{lfd} L_{lkd}} & 0 \\ \frac{r_{kd} K_{L_d}}{L_{lfd} L_{lkd}} & \frac{r_{kd} K_{L_d}}{L_{lkd} L_{lkd}} - \frac{r_{kd}}{L_{lkd}} & 0 \\ 0 & 0 & \frac{r_{kq} K_{L_q}}{L_{lkq} L_{lkq}} - \frac{r_{kq}}{L_{lkq}} \end{bmatrix},$$

$$K_{L_d} = \frac{1}{1/L_{md} + 1/L_{lfd} + 1/L_{lkd}},$$

$$K_{L_q} = \frac{1}{1/L_{mq} + 1/L_{lkq}},$$

r_{fd} 为励磁绕组电阻值, r_{kd} 、 r_{kq} 分别为等效直、交轴阻尼绕组电阻值;

$$\mathbf{H} = \begin{bmatrix} \mathbf{H}_{11} & 0 \\ 0 & \mathbf{H}_{22} \end{bmatrix},$$

$$\mathbf{H}_{11} = \begin{bmatrix} 0 & -\frac{3\sqrt{3}w}{\pi L_t} \sin\left(\theta_0 + \frac{\pi}{3}\right) \\ 0 & -\frac{3\sqrt{3}w}{\pi L_t} \cos\left(\theta_0 + \frac{\pi}{3}\right) \\ 0 & \left(\frac{3w}{\pi} L_c + r_s\right) \frac{1}{L_t} \\ 0 & -\frac{3w}{\pi} \frac{L_c}{L_t} \\ 0 & -\frac{r_s}{L_t} \end{bmatrix}^T;$$

$$\mathbf{H}_{22} = \begin{bmatrix} 1 & -\frac{r_{fd} K_{L_d}}{L_{lfd}} & 0 \\ 0 & -\frac{r_{kd} K_{L_d}}{L_{lkd}} & 0 \\ 0 & 0 & -\frac{r_{kq} K_{L_q}}{L_{lkq}} \end{bmatrix}。$$

1.2 状态变量初始值

用图 1 所示的计算程序求解发电机通过整流桥对电容器充电的动态过程时,需要确定系统状态变量的初始值。空载时,电容电压、电流均为零,且电枢电流直交轴分量、直轴和交轴阻尼绕组的电流均为零。根据发电机励磁和阻尼绕组磁链的导数为零,可以得到式(6):

$$\begin{cases} \psi_{ld(0)} = \frac{L_{ld} + L_{md}}{L_{md}} \psi_{kd(0)} \\ \psi_{kd(0)} = \frac{\psi_{kd(0)}/L_{lkd} + \psi_{ld(0)}/L_{ld}}{1/L_{md} + 1/L_{ld} + 1/L_{lkd}} = \psi''_{d(0)} \\ \psi_{kq(0)} = \frac{\psi_{kq(0)}/L_{lkq}}{1/L_{mq} + 1/L_{lkq}} = \psi''_{q(0)} \end{cases} \quad (6)$$

式中: $\psi_{ld(0)}$ 为励磁绕组磁链初值; $\psi_{kd(0)}$ 、 $\psi_{kq(0)}$ 分别为等效直、交轴阻尼绕组磁链初值; $\psi''_{q(0)}$ 、 $\psi''_{d(0)}$ 分别为交轴、直轴次暂态磁链初值。

发电机空载时交轴次暂态磁链为零, 直轴次暂态磁链可以由发电机空载时的电势求得, 如式(7)所示:

$$\begin{cases} \psi''_{d(0)} = \frac{E''_{q(0)}}{w} = \frac{E_{(0)}}{w} \\ \psi''_{q(0)} = 0 \end{cases} \quad (7)$$

式中: $E''_{q(0)}$ 为次暂态电势初值; $E_{(0)}$ 为电机相反电势初值。

空载时, 发电机励磁绕组的电压为励磁绕组回路电流与励磁绕组电阻的乘积, 如式(8)所示:

$$u_{ld(0)} = r_{ld} \frac{\psi_{ld(0)}}{L_{ld} + L_{md}} \quad (8)$$

2 次暂态磁链变化对充电性能的影响

次暂态电势对充电性能影响很大, 并且其与次暂态磁链和转速成正比, 因此需要分析充电过程中次暂态磁链的变化规律。

为了验证平均值模型的准确性, 在 Simulink 中搭建了感应子发电机整流电容充电系统的电路仿真模型。其中, 感应子发电机的模型参考同步电机模型; 整流桥采用三相半控全桥电路模型。仿真中使用的感应子发电机绕组参数如表 1 所示, 所有参数均为折算到定子电枢绕组侧的值。负载电容值为 7 800 μF , 并忽略整流桥器件压降以及连接电缆的电阻电感的影响。Simulink 电路仿真模型所使用的仿真参数与平均值模型相同。

电磁时间常数采用工程上的简化计算式, 即:

$$T_d'' = T_{d0}'' \frac{L_d''}{L_d'} \quad (9)$$

式中: L_d'' 为直轴次暂态电感; L_d' 为直轴暂态电感; T_{d0}'' 为定子电枢绕组开路、励磁绕组短路时, 直轴

阻尼绕组的时间常数。

由表 1 的参数计算得到发电机的电磁时间常数 T_d'' 约为 1.45 s。

表 1 仿真所使用的感应子发电机参数

Tab. 1 The parameters of the homopolar inductor alternator used in the simulation

参数名称	参数值
直轴电枢反应电感 L_{md}/mH	0.2
交轴电枢反应电感 L_{mq}/mH	0.2
电枢绕组漏电感 L_l/mH	0.13
励磁绕组的漏电感 L_{ld}/mH	0.5
等效直轴阻尼绕组的漏电感 L_{lkd}/mH	0.077
等效交轴阻尼绕组的漏电感 L_{lkq}/mH	0.2
励磁绕组的电阻值 $r_{ld}/\text{m}\Omega$	0
等效直轴阻尼绕组的电阻值 $r_{kd}/\text{m}\Omega$	0.1
等效交轴阻尼绕组的电阻值 $r_{kq}/\text{m}\Omega$	0.1
转速 $n/(\text{r} \cdot \text{min}^{-1})$	0~10 000
峰值充电功率最大值 P_c/MW	3.8
转动惯量 $J/(\text{kg} \cdot \text{m}^2)$	29
充电时间 t_c/ms	≤ 35
最大充放电重复脉冲个数 n_c	60
最大预设充电电压 U_c/V	4 400

2.1 重复频率脉冲充放电过程

感应子脉冲发电机整流电容充电系统一般用作脉冲负载的初级电源, 其工作模式一般为重复频率脉冲模式。当充电系统需要完成多个充放电脉冲时, 整个脉冲束的时长相对电磁时间常数并不再是非常小的, 此时不能忽略次暂态磁链的变化。充电系统进行 10 个脉冲的充放电, 单个脉冲充电电压设定值为 4 000 V。由于进行多个脉冲的充放电, 转子转速明显下降, 因此需要考虑机械暂态过程。充电初始时刻, 感应子电机转速约为 7 400 rpm, 发电机连同原动机的转子转动惯量 J 约为 29 $\text{kg} \cdot \text{m}^2$ 。充电过程设置超时保护, 超过一定时间时, 即使电容上的电压还未达到设定值, 充电回路也会断开。一个充放电脉冲过程的周期为 50 ms, 每个脉冲过程从 4.5 ms 开始充电, 当时间为 40 ms 时, 充电超时保护动作, 到 42 ms 时, 电容对脉冲负载进行放电。重复充放电过程中, 为了计算方便, 假定:

- (1) 原动机的输入功率为零;
- (2) 励磁绕组电源为恒压源, 不调节输出电压;
- (3) 不考虑发电机磁路饱和程度变化的影响;

(4) 用平均值模型计算时, 充电回路断开时, 关断电流的速率设定为恒定值, 电容器对脉冲负载放电时, 电容器对脉冲负载的放电电流也设定为恒定值。

10 个充放电脉冲过程的电容充电电流和充电电压曲线、励磁和阻尼绕组磁链曲线、次暂态磁链曲线、发电机转子转速和电容充电功率曲线、电枢电流直交轴分量曲线以及励磁磁链曲线分别如图 2~图 7 所示。

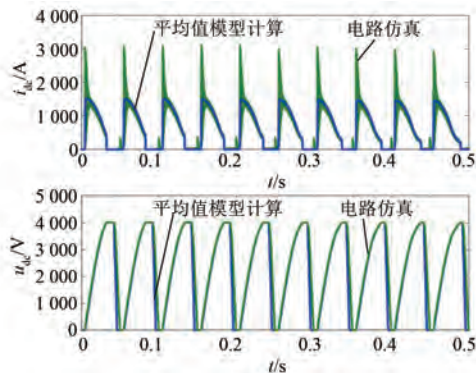


图 2 10 个充放电脉冲过程的电容充电电流和充电电压曲线

Fig. 2 Capacitor charging current and charging voltage curves for 10 charging and discharging pulses processes

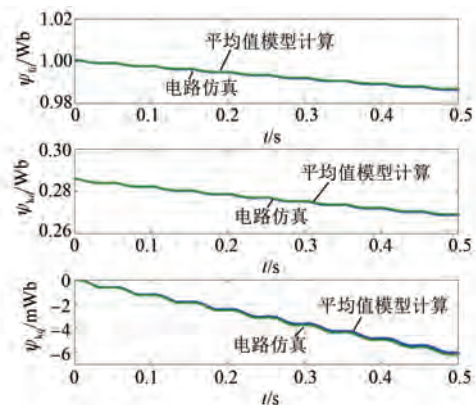


图 3 10 个充放电脉冲过程的励磁和阻尼绕组磁链曲线
Fig. 3 Excitation and damping winding flux curves for 10 charging and discharging pulses processes

图 2 中, 在放电阶段, 电容电压的平均值模型计算结果和详细的电路仿真结果有较大差别。这是由于这两种方法中, 放电回路的模型不同所造成的。本文讨论的主要重点在充电过程, 放电阶段模型与实际放电电路不同, 对充电过程的分析无影响。

从图 3 可以看出, 发电机励磁和阻尼绕组的磁链在 10 个充放电脉冲过程不断变化。发电机对电容充电时, 励磁和阻尼绕组磁链下降; 发电机不对电容充电时, 励磁和阻尼绕组磁链则缓慢回升。随着充放电脉冲个数的增加, 励磁和阻尼绕组磁链总的变化呈下降趋势。

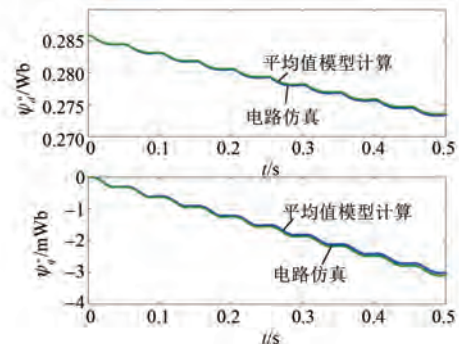


图 4 10 个充放电脉冲过程的次暂态磁链曲线

Fig. 4 Sub-transient flux curves for 10 charging and discharging pulses processes

从图 4 可以看出, 随着充放电脉冲个数的增加, 发电机次暂态磁链整体呈下降趋势。同时, 发电机转子转速在 10 个充放电脉冲过程中不断下降, 如图 5 所示。发电机次暂态磁链和转子转速的下降会导致发电机内电势不断下降。因此随着脉冲个数的增加, 充电时间越来越长, 由图 2 可知第一个脉冲充电时间为 27.7 ms, 第十个脉冲充电时间为 35.1 ms; 电容充电峰值功率不断下降, 从 3.4 MW 降为 2.8 MW, 如图 5 所示。

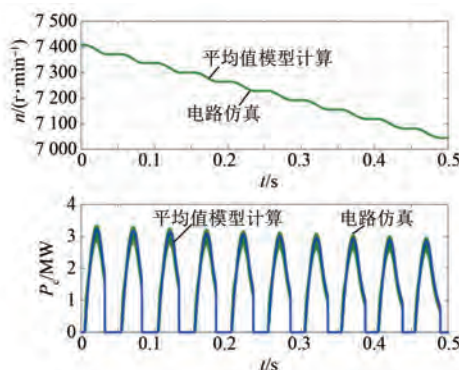


图 5 10 个充放电脉冲过程的发电机转子转速和电容充电功率曲线

Fig. 5 Generator rotor speed and capacitor charging power curve for 10 charging and discharging pulses processes

从图 7 可以看出, 一个脉冲束内, 发电机励磁

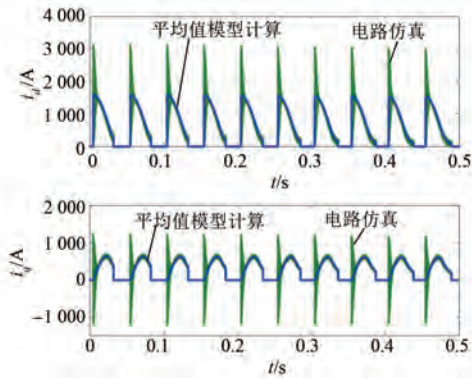


图6 10个充放电脉冲过程的电枢电流直交轴分量曲线
Fig. 6 Curves of d and q axis component of armature current for 10 charging and discharging pulses processes

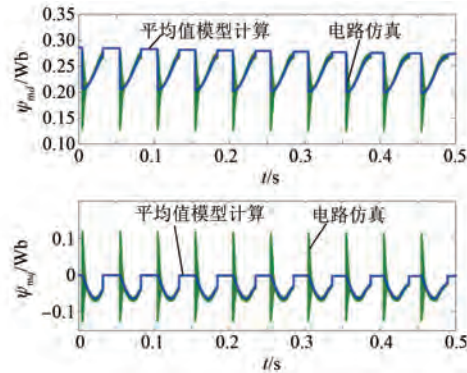


图7 10个充放电脉冲过程的励磁磁链曲线
Fig. 7 Excitation flux curves for 10 charging and discharging pulses

磁链直轴分量的最大值出现在第一个脉冲的初始时刻是,随着脉冲个数的增加,励磁磁链直轴分量越来越小。因此整个脉冲束内,在最开始时刻,励磁磁链直轴分量最大。发电机励磁磁链交轴分量在 $1/6$ 电周期的平均值则先下降后上升(幅值是先增大后减小),并且随着脉冲个数的增加而下降(幅值是增大)。主磁路饱和程度与发电机励磁磁链的大小有关。充电开始时刻,发电机直轴磁路饱和程度最大,直轴电枢反应电感最小;而交轴磁路饱和程度最低,交轴电枢反应电感最大。

3 励磁绕组电源调节的影响

在实际的电容充电脉冲电源中,励磁绕组电源一般是具有恒流控制功能的电压源。在对电容充电过程中,由于电枢反应作用,励磁绕组的电流

会发生变化。为了维持励磁电流为恒定值,励磁绕组电源在充电过程中对输出电压进行相应地调节。为了分析方便,假定励磁绕组电源的内电阻为零。励磁绕组电源的控制采用常规增量式数字比例积分微分(Proportional Integral Derivative, PID)控制,参数值为 $P=0.002$ 、 $I=0.000\ 08$ 和 $D=0.000\ 08$ 。采样间隔为 5 ms ,控制中使用的物理参数均为折算到定子电枢绕组侧的值。励磁电源输出电压具有限幅功能,最大输出电压为 200 V ,最小输出电压为 0 V 。

对重频脉冲电源系统,从降低对发电机绝缘性能要求的角度出发,在满足充电性能要求的条件下,需要尽可能地降低发电机最高转速时的空载电压,因此励磁电流在多个脉冲之间需要不断调节,逐渐增大。

图8为60个充放电脉冲过程中,由平均值模型计算得到的电容充电电流和电压变化曲线。作为对比,也给出了电路仿真结果。仿真中,给定初始励磁电流为 12 A ,结束励磁电流为 19 A ;发电机初始转速为 $9\ 000\text{ rpm}$,第60个脉冲结束时刻的转速为 $7\ 032\text{ rpm}$ 。图9为励磁绕组电压、电流变化曲线。

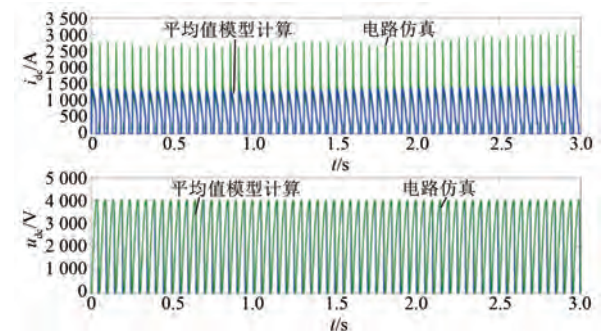


图8 60个充放电脉冲过程的电容充电电流和充电电压变化曲线

Fig. 8 Capacitor charging current and charging curves for 60 charging and discharging pulses processes

图10为60个充放电脉冲过程的发电机次暂态磁链的变化曲线。从图10可以看出,直轴次暂态磁链先减小后增大。第一个脉冲的次暂态磁链比第60个脉冲的次暂态磁链低。如果励磁电流不采用逐渐上升的方式,则第一个脉冲时的励磁电流为最后一个脉冲时的励磁电流,因此此时励磁电流比采用逐渐上升的方式要大,所以电机空载反电势要比励磁电流采用逐渐上升的方式更

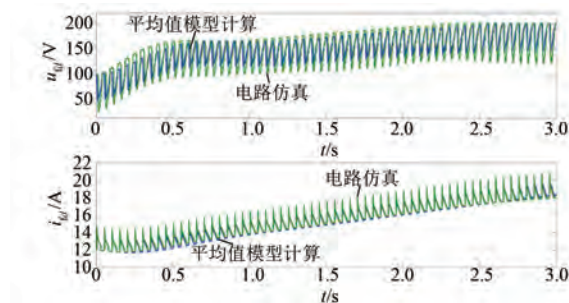


图 9 60 个充放电脉冲过程的励磁绕组电压和电流变化曲线

Fig. 9 Excitation winding voltage and current variation curves for 60 charging and discharging pulses processes

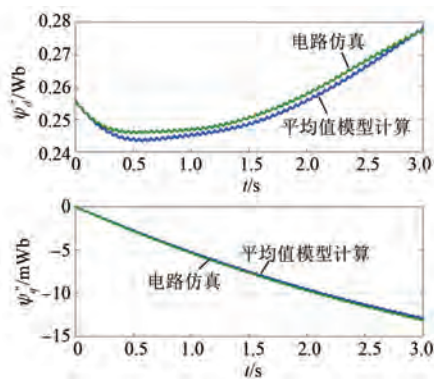


图 10 60 个充放电脉冲过程的次暂态磁链曲线

Fig. 10 Sub-transient flux curves for 60 charging and discharging pulses processes

高。第一个脉冲电机转速最高,因此第一个脉冲的空载反电势最大。也说明励磁电流采用逐渐上升的方式,可以在保证充电性能的条件下,尽可能地降低发电机最高转速时的空载电势,在一定程度上降低发电机对绝缘性能的要求。

4 试验验证

搭建如图 11 所示的电容充电脉冲电源样机试验系统。试验过程如下:首先由开关磁阻电机将感应子电机转子转速拖动至 7 400 rpm,给励磁绕组通电,待励磁磁场建立后,进行 10 个脉冲充放电试验;感应子发电机发出三相交流电经整流桥对电容器进行快速充电,当充电电压达到预设值后,关断整流桥,通过脉冲放电回路将电容器存储的电能量释放掉;重复上述过程可形成重复频率充放电脉冲过程。试验中,充电电压设定值为 4 kV,给定励磁电流为 18 A,不调节励磁电流给定

值。通过泰克示波器记录充电电流和电压波形、励磁电压和电流波形以及电机线反电势波形,保存为 CSV 格式数据,方便读取与仿真结果进行对比。

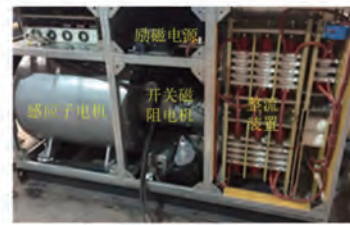


图 11 电容充电脉冲电源样机试验系统

Fig. 11 Capacitor charging pulse power supply prototype experiment system

励磁绕组电压试验波形如图 12 所示。从励磁绕组电流、电容充电电流、充电电压以及电机转速变化几个方面对平均值模型仿真结果和试验结果进行对比分析,如图 13 和图 14 所示。

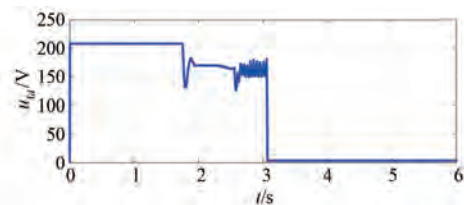


图 12 10 个充放电脉冲过程的励磁绕组电压试验波形

Fig. 12 Experimental waveform of excitation winding voltage for 10 charging and discharging pulses processes

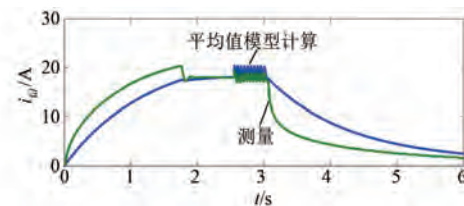


图 13 10 个充放电脉冲过程的励磁绕组电流试验与仿真波形对比

Fig. 13 Comparison of experimental and simulation waveforms of excitation winding current for 10 charging and discharging pulses processes

由图 13 和图 14 可知,试验和仿真结果基本吻合。但电机转速变化的仿真和试验结果存在轻微误差,原因有两点:平均值模型中未考虑原动机输入的功率;仿真模型中充电转换效率与试验测试中的充电转换效率不严格一致。

5 结语

本文基于平均值模型,对感应子脉冲发电机

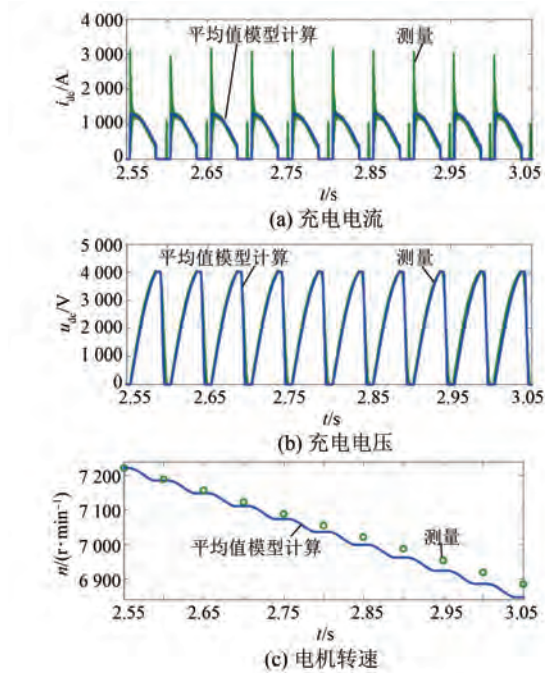


图 14 10 个充放电脉冲过程的充电电流、充电电压及电机转速试验与仿真波形对比

Fig. 14 Comparison of experimental and simulation waveforms of charging current, charging voltage and motor speed for 10 charging and discharging pulses processes

电容器重频充电系统进行了研究。分析了次暂态磁链在充电过程中的变化规律,以及次暂态磁链的变化对充电性能的影响。仿真和计算结果表明,次暂态磁链在充电过程中逐渐变小。当充电时间与发电机的电磁时间常数相当时,次暂态磁链在充电过程中下降会导致充电电压明显降低,此时必须考虑次暂态磁链变化的影响。进一步研究了具有恒流控制功能的励磁电源对充电过程中调节作用的影响,并指出为了降低发电机对绝缘性能的要求,重复频率充放电脉冲模式下励磁电流应该采用逐渐上升的方式。

参考文献

- [1] XIN Q M, YU K X, REN Z A, et al. Inductance mathematic model of a homopolar inductor alternator in a novel pulse capacitor charge power supply [J]. IEEE Transactions on Plasma Science, 2013, 41 (5): 1231-1236.
- [2] XIN Q M, YU K X, YOU Q L, et al. Repetition pulse charging characteristics for homopolar inductor

alternator with rectified capacitive load [J]. IEEE Transactions on Electrical and Electronic Engineering, 2015, 10(1): 44-49.

- [3] REN Z A, YU K X, XIN Q M, et al. Performance of homopolar inductor alternator with diode-bridge rectifier and capacitive load [J]. IEEE Transactions on Industrial Electronics, 2013, 60 (11): 4891-4902.
- [4] YE C Y, YU K X, XU W, et al. Optimal design and experimental research of a capacitor-charging pulsed alternator [J]. IEEE Transactions on Energy Conversion, 2015, 30(3): 948-956.
- [5] GUO S L, YU K X, JIANG L D, et al. Optimization of design method and experiment of a repetition pulse charging HIA-CCPS [J]. IEEE Transactions on Industry Applications, 2023, 59(1): 745-758.
- [6] LIU L J, YU K X, XIE X F. Analysis and test efficiency of a high-power pulsed power supply based on HIA [J]. IEEE Transactions on Plasma Science, 2019, 47(5): 2293-2301.
- [7] 刘龙建. 基于感应子储能脉冲发电机的电容器重频充电系统瞬态分析及损耗研究[D]. 武汉: 华中科技大学, 2019.
- LIU L J. Transient analysis of a repetitive frequency capacitor charging power system based on energy-storage pulsed homopolar inductor alternator and research on the losses [D]. Wuhan: Huazhong University of Science and Technology, 2019.
- [8] YU K X, YAO J K, XIE X F, et al. A novel critical analysis method of homopolar inductor alternator for preliminary design in capacitor charge power supply [J]. IEEE Transactions on Plasma Science, 2019, 47(5): 2354-2361.
- [9] YU K X, YAO J K, GUO S L, et al. Study of capacitor charge power supply with homopolar inductor alternator: System modeling and mode analysis [J]. IET Power Electronics, 2021, 14(1): 14-26.
- [10] YI Z K, YU K X, LAI H C, et al. Average-value modeling of a capacitor charge power supply with homopolar inductor alternator [C]//3rd China International Youth Conference on Electrical Engineering, Wuhan, 2022.
- [11] GUO S L, YU K X, YI Z, et al. An improved simplified model of capacitor charging power supply with homopolar inductor alternator considering field

- flux linkage and speed changes [C]//2023 IEEE 6th International Electrical and Energy Conference, Hefei, 2023.
- [12] LOU Z X, CHENG Y, HE Y G, et al. Analytical calculation of synchronous reactances of homopolar inductor alternator [J]. IEEE Transactions on Plasma Science, 2015, 43(5): 1462-1468.
- [13] FU X H, LI H Y, XU D, et al. Analysis of air-gap magnetic field in homopolar inductor alternator by AM and FEM [J]. IEEE Transactions on Magnetics, 2015, 51(3): 1-4.
- [14] YANG J T, YE C Y, LIANG X, et al. Investigation of a two-dimensional analytical model of the homopolar inductor alternator [J]. IEEE Transactions on Applied Superconductivity, 2018, 28(3): 1-5.
- [15] YU K X, LIU L J, XIE X F. Design consideration of eddy current losses for rotor of HIA with rectifier and capacitive loads [J]. IEEE Transactions on Plasma Science, 2018, 46(8): 2949-2953.
- [16] YANG J T, YE C Y, HUANG S D, et al. Analysis of the electromagnetic performance of homopolar inductor machine through nonlinear magnetic equivalent circuit and air-gap permeance function [J]. IEEE Transactions on Industry Applications, 2020, 56(1): 267-276.
- [17] YE C Y, YANG J T, LIANG X, et al. Investigation of a high-frequency pulsed alternator integrating motor and alternator [J]. IEEE Transactions on Industrial Electronics, 2019, 66(4): 2592-2602.
- [18] YU K X, JIANG L D, GUO S L, et al. An optimized design method of homopolar inductor alternator based on genetic algorithm [J]. IEEE Transactions on Plasma Science, 2023, 51(2): 544-552.
- [19] 贾璐璐, 付刚, 王吉, 等. 同性极式感应子电机有限元分析及试验研究[J]. 电机与控制应用, 2022, 49(4): 39-44+65.
- JIA L L, FU G, WANG J, et al. Finite element analysis and experimental research on homopolar inductor machine [J]. Electric Machines & Control Application, 2022, 49(4): 39-44+65.
- [20] YANG J T, YE C Y, LIANG X, et al. Study of a novel high-speed compensated pulsed alternator with multistage stator cores [J]. IEEE Transactions on Plasma Science, 2019, 47(5): 2376-2381.
- [21] YU K X, YAO J K, XIE X F, et al. Analysis of a novel excitation compensated homopolar inductor alternator used for capacitor charge power supply [J]. IEEE Transactions on Plasma Science, 2019, 47(11): 5165-5171.
- [22] GUO S L, YU K X, YI Z K, et al. Research on homopolar inductor alternator with a short-circuit compensated winding in CCPS system [J]. IEEE Transactions on Plasma Science, 2023, 51(9): 2676-2687.
- [23] GUO S L, YU K X, YI Z K, et al. Analysis and experiment of homopolar inductor alternator with an active compensated winding in capacitor charging power supply system [J]. IEEE Transactions on Industry Applications, 2024, 60(2): 2517-2531.
- [24] LIU L J, YU K X, XIE X F. A high-temperature superconducting homopolar inductor alternator with slotless stator core for high-power pulsed power supply [C]//2023 IEEE International Conference on Power Science and Technology, Kunming, 2023.
- [25] SUDHOFF S D, CORZINE K A, HEGNER H J, et al. Transient and dynamic average-value modeling of synchronous machine fed load-commutated converters [J]. IEEE Transactions on Energy Conversion, 1996, 11(3): 508-514.

收稿日期:2023-12-22

收到修改稿日期:2024-03-19

作者简介:

刘龙建(1989-),男,博士,讲师,研究方向为新型电机分析及设计,liulongjian001@yeah.net;

* 通信作者:谢贤飞(1988-),男,博士,副研究员,研究方向为新型电机分析及设计,xiexianfei@hust.edu.cn。

Analysis of Pulsed Homopolar Inductor Alternator Capacitor Repetitive Charging System Based on Average-Value Model

LIU Longjian¹, YU Kexun², XIE Xianfei^{2*}

(1. Faculty of Electric Power Engineering, Kunming University of Science and Technology, Kunming 650500, China;

2. State Key Laboratory of Advanced Electromagnetic Technology, Huazhong University of Science and Technology, Wuhan 430074, China)

Key words: pulsed homopolar inductor alternator, capacitor repetitive charging system, average-value model, sub-transient flux linkage

In this paper, the pulsed homopolar inductor alternator capacitor repetitive charging system is studied based on the average-value model. The variation law of the sub-transient flux linkage in the charging process is analyzed, as well as the influence of the change of the sub-transient flux linkage on the charging performance.

The simulation and calculation results indicate that the sub-transient flux linkage gradually decrease during the charging process. When the charging time is equivalent to the electromagnetic time constant of the generator, the decrease in the sub-transient flux linkage during the charging process leads to a significant decrease of the charging voltage, so the impact of the change of sub-transient flux linkage must be considered.

The influence of excitation power supply with constant current control function on the regulation during charging is further studied, and it is pointed out that in order to reduce the insulation requirements of the generator, a gradual rise of the excitation current in the repetitive charging and discharging pulse mode should be adopted.

The comparison of experimental and simulation waveforms of charging current, charging voltage and motor speed for 10 charging and discharging pulses processes is shown in Fig.1. The experimental results are basically consistent with the simulation results.

However, there is a slight difference between the simulated and experimental waveforms of the motor speed, which is due to the fact that the power input from the prime mover is not considered in the average-value model; the charging conversion efficiency in the simulation model is not strictly consistent with that in the experimental test.

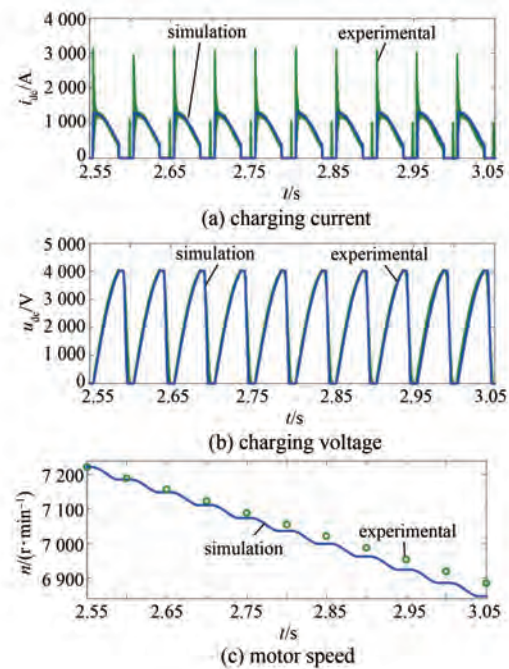


Fig. 1 Comparison of experimental and simulation waveforms of charging current, charging voltage and motor speed for 10 charging and discharging pulses processes