

转子阻尼结构对双轴励磁发电机 功率跟踪励磁控制特性的影响

许国瑞¹, 傅悦¹, 张建承²

- (1. 华北电力大学电气与电子工程学院, 北京市 昌平区 102206;
2. 国网浙江省电力有限公司电力科学研究院, 浙江省 杭州市 310014)

Influence of Rotor Damping Structures on Power Tracking Excitation Control Characteristics of Dual-excited Synchronous Generator

XU Guorui¹, FU Yue¹, ZHANG Jiancheng²

- (1. School of Electrical and Engineering, North China Electric Power University, Changping District, Beijing 102206, China;
2. State Grid Zhejiang Electric Power Research Institute, Hangzhou 310014, Zhejiang Province, China)

ABSTRACT: The dual-excited synchronous generator (DESG) can control the active and reactive power independently by regulating the magnitude and direction of the excitation magnetomotive force (mmf) so as to enhance its ability for suppressing system oscillations. However, the rotor body damping structures of the DESG will affect the response speed of the excitation mmf, and then affect the dynamic characteristics of the unit. In this paper, the field-circuit coupling time-stepping finite element model of the DESG is established by combining the 2-D transient electromagnetic with the stator and rotor circuit equations. Taking the large disturbance caused by the three-phase sudden short circuit of the system as an example, the influence of the damping structures, such as the rotor slot wedges and the rotor core, on the characteristics of the power tracking excitation control (PTEC) is studied, and the effect law of different damping structures on the characteristics indexes of the low frequency oscillation is revealed. In order to improve the dynamic performance of the DESG, the fuzzy control method is used to optimize the excitation control parameters, and the optimal excitation control parameters suitable for different rotor damping structures are obtained. The research results can provide the theoretical support for the improvement of the dynamic characteristics for the DESG and the increment of the system damping effect.

KEY WORDS: dual-excited synchronous generator (DESG); rotor damping structures; power tracking excited control

(PTEC); dynamic characteristic

摘要: 双轴励磁同步发电机(双励机)可以通过调节励磁磁动势的大小和方向,独立控制有功、无功功率以增强其抑制系统振荡的能力。然而,双励机转子本体阻尼会影响励磁磁动势的响应速度,进而影响机组动态特性。该文将双励机的二维瞬态电磁场模型与定、转子电路方程相结合,建立双励机的场-路耦合时步有限元模型;以系统三相突然短路引起的大扰动为例,研究转子槽楔、铁心等本体阻尼结构对功率跟踪励磁控制特性的影响,揭示各阻尼结构对动态特性指标的影响规律;为提升双励机动态性能,采用模糊控制法对励磁控制参数进行优化,获得了适用于不同转子阻尼结构的最优励磁控制参数。研究结果可为双励机动态特性的改善和系统阻尼作用的提升提供理论支撑。

关键词: 双轴励磁同步发电机; 转子阻尼结构; 功率跟踪励磁控制; 动态特性

0 引言

随着“双碳”战略目标的推进,我国大力发展风电、光伏等清洁能源以推动能源结构转型、应对环境变化,然而高比例新能源并网导致的系统阻尼减弱、振荡突出等问题,给电力系统稳定运行带来严重挑战^[1-3]。双轴励磁发电机(双励机)转子上有2套励磁绕组,可以通过调节励磁磁动势的大小和方向,主动控制电磁转矩以提升机组抑制振荡的能力,提高电力系统稳定性^[4-7]。然而,在系统动态过程中,转子槽楔、铁心等阻尼结构会影响励磁磁动势的响应速度,对双励机动态特性产生重要影响^[8-10]。因此,研究转子阻尼结构对双轴励磁发电机功率跟踪

基金项目: 国网浙江省电力有限公司科技项目(5211DS23000G)。

Science and Technology Project of State Grid Zhejiang Electric Power Co., Ltd.(5211DS23000G).

励磁控制特性的影响具有重要意义。

以往研究双励磁动态特性时,通常只考虑励磁控制系统的作用,而忽略转子本体阻尼的作用^[11-13],文献[14-15]提出一种能够实现双励磁有功功率和无功功率独立控制的双通道励磁控制策略,得出双励磁在提升电力系统稳定性方面较常规同步发电机更具优势;文献[16]对双励磁动态过程中的有功和无功功率进行不完全微分,提出功率跟踪励磁控制策略,进一步提升双励磁稳定运行能力。双励磁转子本体阻尼与常规同步电机类似,各部分阻尼结构和材料的不同会导致机组动态特性存在较大差异^[17]。文献[18]研究系统大扰动过程中汽轮发电机转子本体阻尼作用,得出铝合金槽楔对抑制系统低频振荡的作用明显优于不锈钢槽楔;文献[19]研究转子铁心电导率对汽轮发电机失磁异步运行能力的影响,得出随铁心电导率的增加,转子铁心阻尼作用增强,损耗逐渐减小;文献[20]研究不同转子槽楔材料对汽轮发电机失磁异步运行能力和转子损耗的影响,得出随转子槽楔电导率的减小,汽轮发电机异步运行能力和转子槽楔损耗均降低;文献[21]研究不同阻尼材料对同步调相机暂态特性的影响,得出铜阻尼可明显提升其暂态无功支撑能力。常规同步电机只需考虑转子阻尼对励磁磁动势大小的影响,而双励磁则需要同时考虑转子阻尼对励磁磁动势大小和方向的影响,这方面尚未得到充分研究。

双励磁电路模型无法准确计及动态过程中的集肤效应、磁场饱和、畸变等非线性因素的影响^[22-23],而时步有限元模型以电机实际结构为基础,通过磁场变化来计算其动态过程,可以更准确地计及上述非线性因素及转子本体阻尼的影响^[24-26]。文献[27]采用派克方程模型与时步有限元模型对汽轮发电机小扰动过程进行计算,得出当计及阻尼绕组或磁场饱和时,时步有限元模型计算结果较派克方程模型更为准确;文献[28-29]采用时步有限元法计算同步电机动态特性,得出时步有限元结果与实测结果较为吻合。因此,本文采用时步有限元模型来研究转子本体阻尼对双励磁动态特性的影响可保证计算结果准确性。

本文将双励磁的二维瞬态电磁场模型与定、转子电路模型相结合,建立双励磁场-路耦合时步有限元模型,通过10kW双励磁三相突然短路实验验证该模型准确性;在此基础上,以300MW双励磁为

例,研究系统大扰动过程中,不同转子阻尼结构对双励磁功率跟踪励磁控制特性的影响;为提升双励磁动态性能,采用模糊控制法对励磁控制参数进行优化,获得适用于不同转子阻尼结构的最优励磁控制参数。研究结果可为双励磁动态特性的改善和系统阻尼作用的提升提供理论支撑。

1 双励磁场-路耦合时步有限元模型及实验验证

1.1 场-路耦合时步有限元模型

采用加权余量法对双励磁磁场方程进行有限元离散可得到如下磁场方程^[8]:

$$KA - C_s I_s - C_{fd} i_{fd} - C_{fq} i_{fq} + (D_r + D_s) \frac{dA}{dt} = 0 \quad (1)$$

式中: K 为刚度矩阵; A 为矢量磁位; I_s 为定子电流; i_{fd} 和 i_{fq} 为 d 轴和 q 轴的励磁电流; C_s 、 C_{fd} 和 C_{fq} 分别为定子电流、 d 轴励磁电流和 q 轴励磁电流的关联矩阵; D_r 、 D_s 分别为转子铁心和槽楔中感应涡流的关联矩阵。

定、转子回路的电路图如图1所示,阻尼回路的电路图如图2所示,将双励磁磁场方程与定、转子回路方程、阻尼回路方程相结合^[18],可得到双励磁场-路耦合时步有限元模型如式(2)所示。

$$\begin{bmatrix} D_r + D_s & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ -l_{ef} C_s^T & -L_s & 0 & 0 & 0 & 0 \\ -l_{ef} C_{fd}^T & 0 & l_{fd} & 0 & 0 & 0 \\ -l_{ef} C_{fq}^T & 0 & 0 & l_{fq} & 0 & 0 \\ H_{d2} & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & L_d \end{bmatrix} \frac{d}{dt} \begin{bmatrix} A \\ I_s \\ i_{fd} \\ i_{fq} \\ U_d \\ I_d \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} K & -C_s & -C_{fd} & -C_{fq} & C_d & 0 \\ 0 & -R_s & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & r_{fd} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & r_{fq} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & H_{d1} & G_{ld} \\ 0 & 0 & 0 & 0 & G_{ud} & R_d \end{bmatrix} \begin{bmatrix} A \\ I_s \\ i_{fd} \\ i_{fq} \\ U_d \\ I_d \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 0 \\ U \\ u_{fd} \\ u_{fq} \\ 0 \\ 0 \end{bmatrix} \quad (2)$$

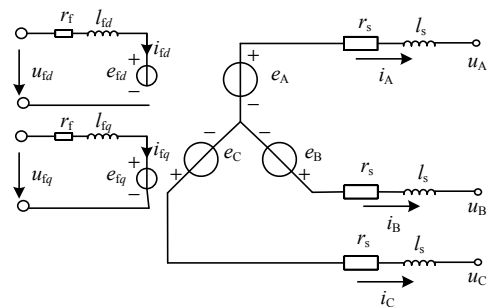


图1 定子和转子回路的电路图

Fig. 1 Circuit diagram of stator and rotor loops

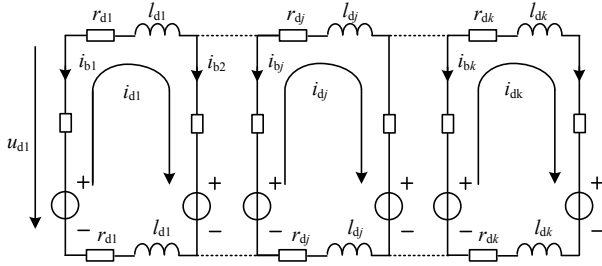


图2 阻尼回路的电路图

Fig. 2 Circuit diagram of damping loop

式中： U 为机端电压； $R_s = \text{diag}[r_s, r_s, r_s]$ ； $L_s = \text{diag}[l_s, l_s, l_s]$ ； r_s, l_s 分别为定子绕组电阻和端部漏感； r_{fd}, r_{fq} 分别为 d, q 轴励磁电阻； l_{fd}, l_{fq} 分别为 d, q 轴励磁端部漏感； u_{fd}, u_{fq} 分别为 d, q 轴励磁电压； l_{ef} 为铁心长度； $U_d = [u_{d1} \dots u_{dj} \dots u_{dk}]^T$ ； $I_d = [i_{d1} \dots i_{dj} \dots i_{dk}]^T$ ； $R_d = \text{diag}[2r_{d1}, \dots, 2r_{dk}]$ ； $L_d = \text{diag}[2l_{d1}, \dots, 2l_{dk}]$ ； $H_{d1} = \text{diag}[\sigma S/l_{ef}, \dots, \sigma S/l_{ef}]$ ； H_{d2} 中各单元的贡献为 $H_{d2}^e = -\sigma \Delta_e / 3$ ； G_{ld}, G_{Ud} 为转换矩阵； σ 为电导率； S 为槽楔面积； Δ_e 为单元面积。

双励磁 d, q 轴励磁电流及其产生的定子电动势时空相矢量图如图 3 所示，其中： δ 为机端电压与 $+q$ 轴的夹角； i_f 为合成励磁电流； u_f 为合成励磁电压； θ 为合成励磁电流与 $+d$ 轴的夹角； E_d, E_q 分别为 d, q 轴励磁磁场在定子绕组中产生的感应电动势； E_0 为 E_d, E_q 的合成电动势。通过调节合成励磁电流 i_f 大小和方向可以改变合成电动势 E_0 大小和方向，而 i_f 主要取决于 u_f ，因此，最终需通过控制 u_f 大小及其与 $+d$ 轴的夹角 θ 来调节 E_0 大小和方向从而实现功率跟踪控制目的。 u_{fd}, u_{fq} 采用幅值和相位表示时，式(2)可变为

$$\begin{bmatrix} D_f + D_s & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ -l_{ef} C_s^T & -L_s & 0 & 0 & 0 & 0 \\ -l_{ef} C_{fd}^T & 0 & l_{fd} & 0 & 0 & 0 \\ -l_{ef} C_{fq}^T & 0 & 0 & l_{fq} & 0 & 0 \\ H_{d2} & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & L_d \end{bmatrix} \frac{d}{dt} \begin{bmatrix} A \\ I_s \\ i_{fd} \\ i_{fq} \\ U_d \\ I_d \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} K & -C_s & -C_{fd} & -C_{fq} & C_d & 0 \\ 0 & -R_s & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & r_{fd} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & r_{fq} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & H_{d1} & G_{ld} \\ 0 & 0 & 0 & 0 & G_{Ud} & R_d \end{bmatrix} \begin{bmatrix} A \\ I_s \\ i_{fd} \\ i_{fq} \\ U_d \\ I_d \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 0 \\ U \\ u_f \cos \theta \\ u_f \sin \theta \\ 0 \\ 0 \end{bmatrix} \quad (3)$$

1.2 实验验证

本文通过一台 10 kW 双励磁实验对时步有限元模型准确性进行验证，图 4 为 10 kW 双励磁实验平

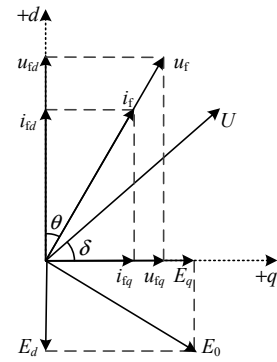


图3 双励磁励磁电流及其感应电动势的时空相矢量图

Fig. 3 Space-time phase vector diagram of DESG reflecting relationship between field current and its emf

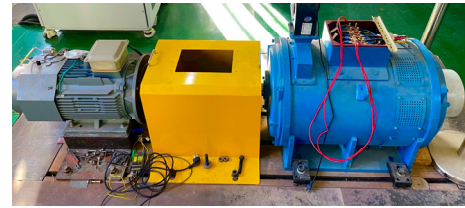


图4 10 kW 双励磁实验平台

Fig. 4 10 kW DESG platform

台，其基本参数如表 1 所示。双励磁与普通同步电机的不同之处在于其转子上具有 2 套励磁绕组，图 5 为 10 kW 双励磁转子结构，其中蓝色区域为转子槽楔，红色区域为 d 轴励磁绕组，绿色区域为

表 1 300 MW 和 10 kW 双励磁基本参数

Table 1 Main parameters of 300 MW and 10 kW DESG

参数	300 MW	10 kW
额定功率/MW	300	0.01
额定电压/kV	20	0.4
额定电流/A	10 189	16.98
额定功率因数	0.85	0.85
额定频率/Hz	50	50
极数	2	2
励磁绕组相数	2	2
励磁绕组结构	对称正交	对称正交
d 轴额定励磁电流/kA	2.5	0.012
q 轴额定励磁电流/kA	2.5	0.012
d 轴转子槽数	24	24
q 轴转子槽数	24	24
转子绕组节距	20	20
定子槽数	54	54
定子绕组节距	22	22
定子绕组并联支路数	2	2
定子外径/mm	2 540	445
定子内径/mm	1 250	255
转子外径/mm	1 100	249.2
转子铁心长度/mm	5 350	110
气隙长度/mm	75	2.9
定子铁心材料	50JN270	50JN270
转子铁心材料	25Cr2Ni4Mov	25Cr2Ni4Mov

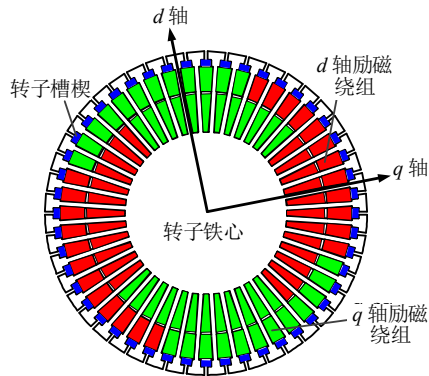
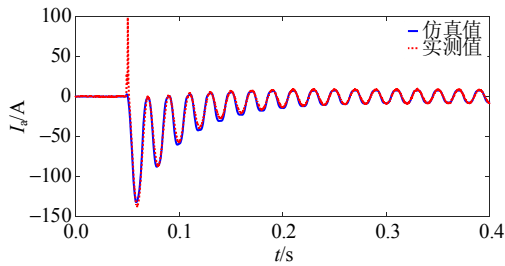


图5 双励机转子结构

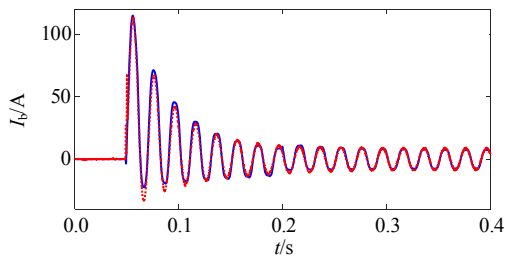
Fig. 5 Rotor structure of DESG

q轴励磁绕组。

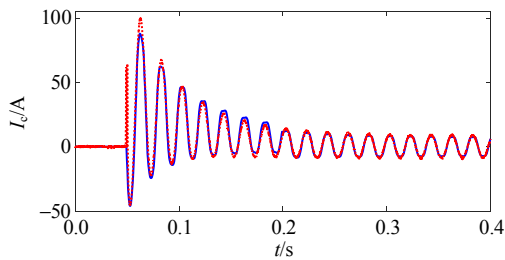
当双励机空载运行时，在机端施加三相突然短路，测试双励机定子三相电压、定子三相电流、d轴和q轴励磁电流，并将其与时步有限元计算结果进行对比，结果如图6所示。由图6可知，时步有



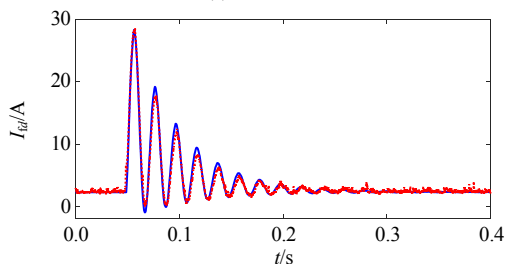
(a) 定子a相电流



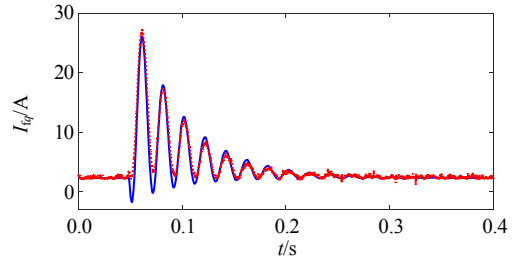
(b) 定子b相电流



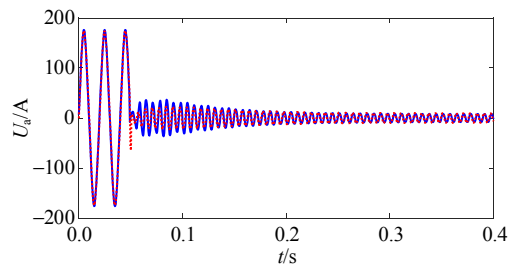
(c) 定子c相电流



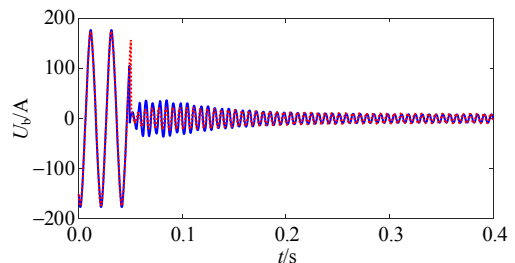
(d) d轴励磁电流



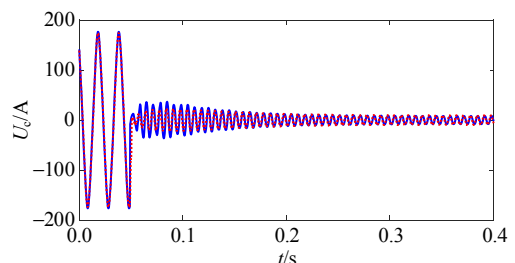
(e) q轴励磁电流



(f) 定子a相电压



(g) 定子b相电压



(h) 定子c相电压

图6 10 kW 双励机仿真与实测结果对比

Fig. 6 Comparison of simulated and measured results of 10 kW DESG

限元计算的定子电流、定子电压和励磁电流曲线与实测结果比较吻合，从而验证了时步有限元模型的准确性。

2 不同转子阻尼作用下双励机功率跟踪励磁控制特性

2.1 功率跟踪励磁控制策略

双励机不同坐标系下的时空相矢量图如图7所示，图中： x 、 y 轴为同步坐标系； E_x 、 E_y 为合成电动势在 x 轴和 y 轴的分量。由于转子结构 d 、 q 轴对称，因此双励机 d 、 q 轴同步电抗相等，此时可得到双励机有功功率和无功率为

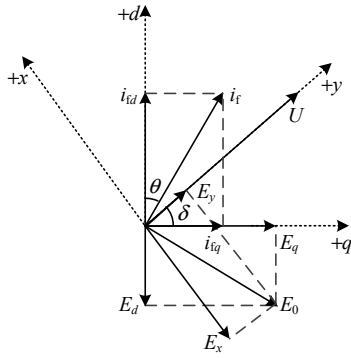


图7 双励机不同坐标系下的时空相矢量图

Fig. 7 Space-time phase vector diagram of DESG in different coordinate systems

$$\begin{cases} P = \frac{U}{X}(E_q \cos \delta - E_d \sin \delta) = \frac{UE_y}{X} \\ Q = \frac{E_q U}{X} \sin \delta + \frac{E_d U}{X} \cos \delta - \frac{U^2}{X} = \frac{UE_x}{X} - \frac{U^2}{X} \end{cases} \quad (4)$$

式中 X 为同步阻抗。

通过调节 d 、 q 轴励磁电流大小可改变合成电动势在 x 和 y 轴的分量 E_x 和 E_y ，从而可以独立控制双轴励磁电机的有功功率和无功功率实现功率跟踪目的。式(4)可改为如下形式：

$$\begin{cases} P = \frac{UE_y}{X} = \frac{UX_{af}i_{fy}}{X} = \frac{UX_{af}u_{fy}}{Xr_f} \\ Q = \frac{UE_x}{X} - \frac{U^2}{X} = \frac{UX_{af}i_{fx}}{X} - \frac{U^2}{X} = \frac{UX_{af}u_{fx}}{Xr_f} - \frac{U^2}{X} \end{cases} \quad (5)$$

式中： X_{af} 为定子绕组和励磁绕组之间的互感抗； r_f 为励磁电阻。

由式(5)可得双励机励磁控制框图如图8所示。通过对有功功率和无功功率的偏差进行不完全微分来控制 x 和 y 轴励磁电压：

$$\begin{cases} u_{fy} = (K_P + \frac{M_{Ps}}{1+N_{Ps}})(P - P_0) \frac{r_f}{X_{af}} \\ u_{fx} = (K_Q + \frac{M_{Qs}}{1+N_{Qs}})(Q - Q_0) \frac{r_f}{X_{af}} \end{cases} \quad (6)$$

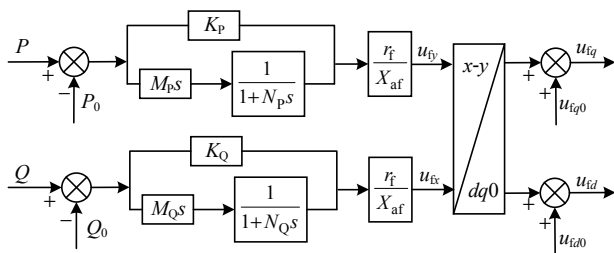


图8 功率跟踪励磁控制框图

Fig. 8 Block diagram of transfer function of PTEC

式中： u_{fx} 和 u_{fy} 分别为双励机扰动过程中的 x 轴和 y 轴励磁电压； K_P 、 M_P 和 N_P 分别为有功功率反馈的比例系数、微分系数、惯性系数； K_Q 、 M_Q 和 N_Q 分别为无功功率反馈的比例系数、微分系数、惯性系数； P_0 和 Q_0 为有功和无功参考值； P 和 Q 为有功和无功测量值。

x 、 y 轴励磁电压经坐标变换后可得到 d 、 q 轴励磁电压，从而实现通过调节 d 、 q 轴励磁电压跟踪控制有功功率和无功功率的目的。

为验证功率跟踪控制方法有效性，本文采用时步有限元模型对 10 kW 双励机机端三相突然短路持续 0.1 s 后重合闸的扰动过程进行计算，结果如图 9 所示，由图 9 可知，功率跟踪励磁控制可以有效抑制重合闸后双励机转速的波动幅值。

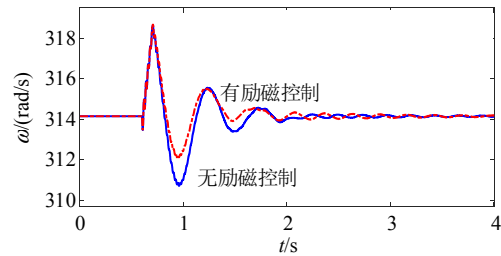


图9 功率跟踪励磁控制对 10 kW 双励机动态特性的影响
Fig. 9 Influence of PTEC on dynamic characteristics of 10 kW DESG

2.2 功率跟踪励磁控制特性

本文采用图 10 所示系统仿真模型来研究双励机功率跟踪励磁控制特性，图中： U_G 为变压器低压侧电压； U_T 为变压器高压侧电压； U_S 为无穷大系统电压。励磁控制参数如表 2 所示。双励机额定运行时，在线路 I 的 F 点施加三相短路故障，持续 0.1 s 后切除故障。扰动过程分为 2 个阶段：阶段 1 为线

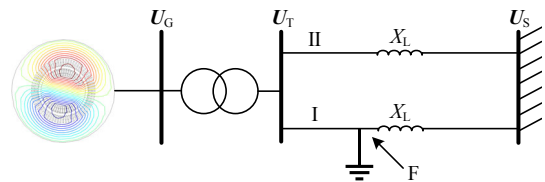


图10 系统仿真模型

Fig. 10 System simulation model

表2 功率跟踪励磁控制参数

Table 2 Parameters of PTEC

参数	数值	参数	数值
$K_P/(\times 10^{-4})$	1	$K_Q/(\times 10^{-4})$	-1
M_P	0.1	M_Q	0.1
N_P	1	N_Q	1

路三相短路时的强电磁暂态过程,阶段2为故障切除后的低频振荡过程。

首先,计算忽略转子阻尼作用时,功率跟踪励磁控制对双励机动态特性的影响,对比有无励磁控制时双励机的转子转速、电磁转矩和励磁电流结果,如图11所示。可知,无励磁控制时,双励机各电气量的振荡幅值较大且衰减缓慢;有励磁控制时,双励机各电气量的振荡幅值较小且衰减较快。

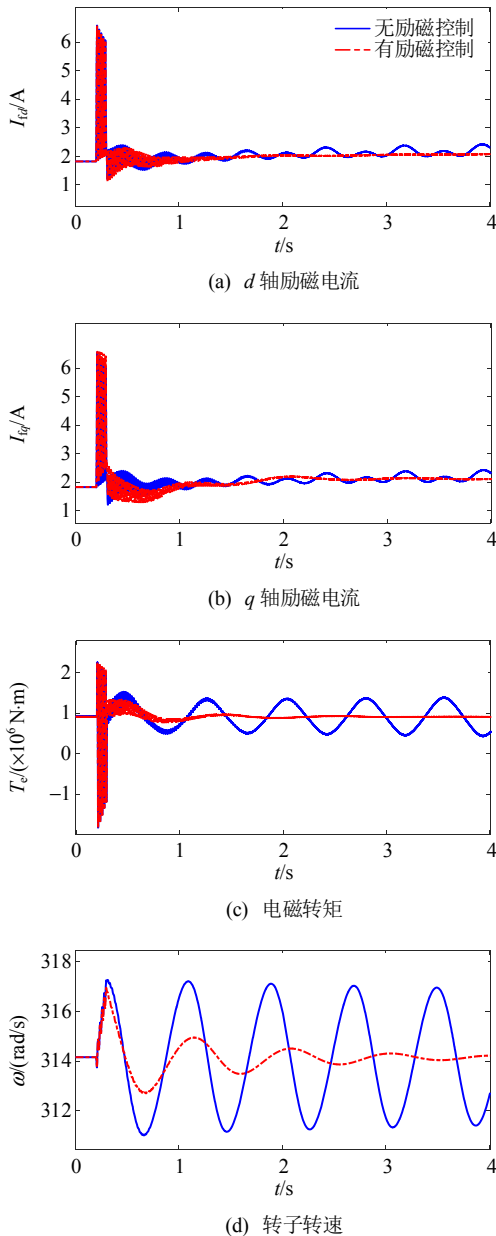


图11 功率跟踪励磁控制对双励机动态特性的影响

Fig. 11 Influence of PTEC on dynamic characteristics of DESG

为定量分析功率跟踪励磁控制对双励机动态特性的影响,对比分析双励机转速振荡幅值 ω_{max} 、转速波动值 ω_{nu} 和转速振荡持续时间 T_{ω} 等3个动

态特性指标,结果如表3所示。由表3可知,有励磁控制时双励机转速最大值 ω_{max} 减小了0.32 rad/s,转速波动值 ω_{nu} 减小了2.01 rad/s,振荡时间 T_{ω} 缩短了115.03 s,结果表明,功率跟踪励磁控制在抑制双励机振荡幅值和减小振荡时间方面具有重要作用。

表3 功率跟踪励磁控制对双励机动态特性指标的影响

Table 3 Influence of the PTEC on dynamic characteristics indexes of the DESG

控制方式	$\omega_{max}/(\text{rad/s})$	$\omega_{nu}/(\text{rad/s})$	T_{ω}/s
无励磁控制	317.28	6.27	121.10
有励磁控制	316.96	4.26	6.07

2.3 转子槽楔和铁心对双励机功率跟踪励磁控制特性的影响

双励机转子阻尼结构通常由槽楔和铁心构成,2种阻尼结构的材料、电导率及磁导率如表4所示。为研究转子槽楔和铁心对双励机功率跟踪控制特性的影响,本文假设以下3种情况:

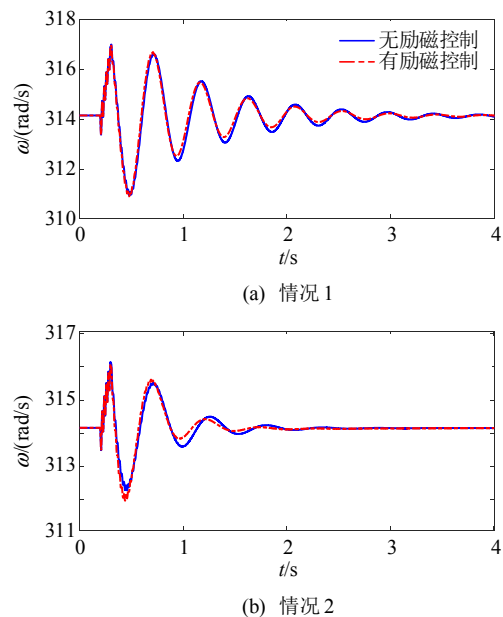
表4 转子阻尼结构的基本参数

Table 4 Main parameters of rotor damping structures

参数项	材料	电导率/(S/ μm)	磁导率/($\mu\text{H}/\text{m}$)
槽楔	铝合金	0.176	1.3
铁心	合金钢	2.000	630.0

- 1) 情况1: 槽楔正常作用,忽略铁心的作用;
- 2) 情况2: 铁心正常作用,忽略槽楔的作用;
- 3) 情况3: 槽楔和铁心均正常作用。

3种情况下,所计算双励机动态特性如图12所示。由图12可知,3种情况下,有无励磁控制时双励机转速曲线相差不大。这是因为双励机转子本体



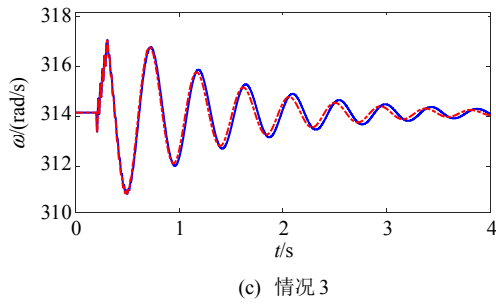


图 12 转子槽楔和铁心对功率跟踪励磁控制特性的影响
Fig. 12 Influence of rotor slot wedges and core on power tracking excitation control characteristics

阻尼作用会抑制转速的振荡幅值和振荡时间，较强转子本体阻尼作用会影响励磁磁动势的响应速度，进而限制其对电磁转矩的控制。因此，根据转子槽楔和铁心对双励机功率跟踪励磁控制的不同影响，需要对励磁控制参数进行优化，获得与转子阻尼作用相匹配的最优励磁控制参数，进而提升双励机不同转子阻尼下的动态性能。

3 不同转子阻尼作用下双励机功率跟踪励磁控制特性的优化

3.1 不同转子阻尼作用下励磁控制参数优化

为改善不同转子阻尼作用下双励机功率跟踪励磁控制特性，获得与双励机转子阻尼结构相匹配的最优励磁控制参数，本文将模糊控制法与功率跟踪励磁控制相结合，对不同转子阻尼作用下双励机励磁控制参数进行优化。模糊控制法主要包含 3 个过程：模糊化、模糊推理、去模糊化，基本过程如图 13 所示。

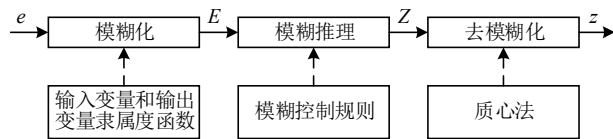


图 13 模糊控制法
Fig. 13 Fuzzy control method

根据模糊控制法，以有功功率偏差 E_p 和偏差率 E_{CP} 为输入变量，励磁控制参数 K_p 、 M_p 、 N_p 为输出变量来优化有功控制参数；以无功偏差 E_Q 和偏差率 E_{CQ} 为输入变量，以励磁控制参数 K_Q 、 M_Q 、 N_Q 为输出变量来优化无功控制参数。

通过模糊化将功率偏差及其偏差率和各控制参数进行归一化处理，并将其结果通过隶属度函数映射到模糊变量集，本文采用三角函数作为输入和输出变量的隶属度函数：

$$f(x) = \begin{cases} 0, & x < a \text{ 或 } x > c \\ \frac{x-a}{b-a}, & a \leq x < b \\ \frac{c-x}{c-b}, & b \leq x \leq c \end{cases} \quad (7)$$

式中： x 为需要被模糊化的输入和输出变量； a 、 b 和 c 分别为模糊变量的取值范围。

将输入和输出变量划分为 3 个模糊子集： N 、 O 、 P ，如图 14、15 所示。根据双励机运行特性，可得

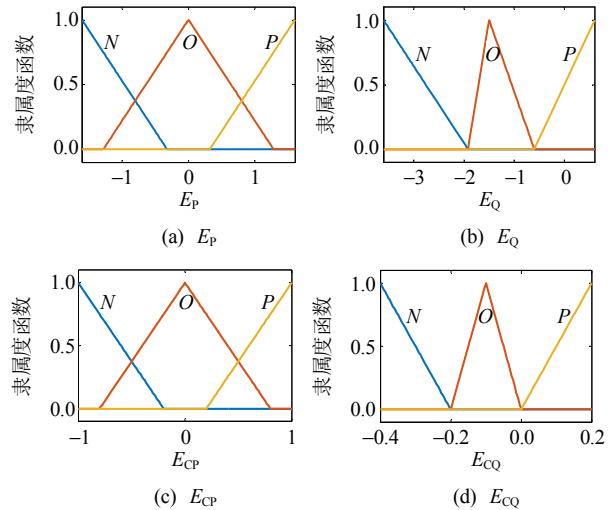


图 14 输入变量的隶属度函数

Fig. 14 Membership function of input variable

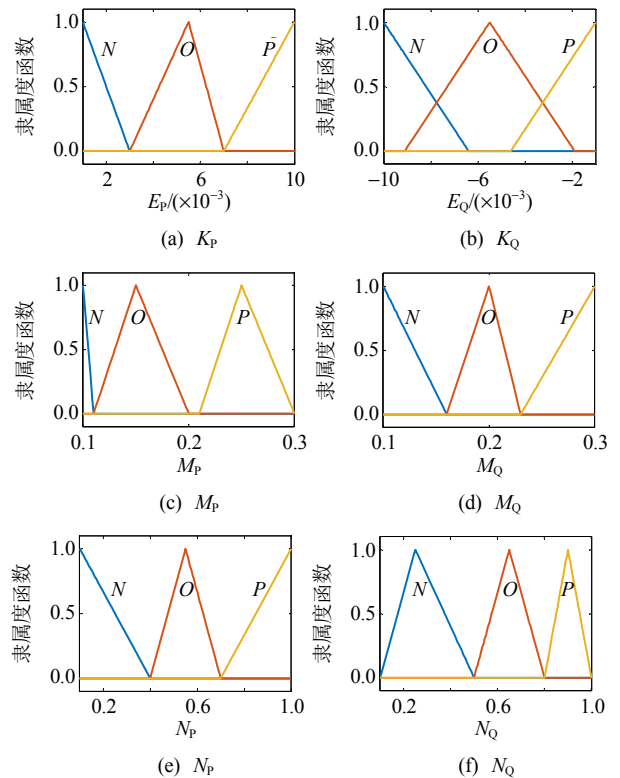


图 15 输出变量的隶属度函数

Fig. 15 Membership function of output variable

到以下结论:

1) 当 $E_{P/Q} > 0, E_{CP/Q} > 0$ 时, 功率偏差为正值并呈现增长趋势, 需增大功率偏差的微分系数 $M_{P/Q}$ 以抑制偏差正向增长, 同时需适当增大惯性系数 $N_{P/Q}$ 以消除误差;

2) 当 $E_{P/Q} > 0, E_{CP/Q} < 0$ 时, 功率偏差正向增长趋势减小, 需增加比例系数 $K_{P/Q}$ 以加快响应速度, 同时需减小惯性系数 $N_{P/Q}$ 以避免积分环节饱和;

3) 当 $E_{P/Q} < 0, E_{CP/Q} > 0$ 时, 功率偏差为负值并呈现增长趋势, 此时应该增大功率偏差的微分系数 $M_{P/Q}$ 以抑制偏差负向增长;

4) 当 $E_{P/Q} < 0, E_{CP/Q} < 0$ 时, 功率偏差负向增长呈现减小趋势, 需增大功率偏差比例系数 $K_{P/Q}$ 以提高调节精度, 同时减小微分系数 $M_{P/Q}$, 避免超前调节作用过大, 延长调节过程。

基于上述原理, 将输入变量和输出变量划分为 N 、 O 和 P 共 3 个模糊子集制定各励磁控制参数的模糊控制规则, 如表 5 所示。

通过去模糊化将模糊变量转换为精确变量, 通常采用质心法, 如式(8)所示:

$$z = \frac{1}{\sum_{l=1}^n \mu_{z_l}(z)} \sum_{l=1}^n \mu_{z_l}(z) \cdot z_l \quad (8)$$

式中: n 为控制规则的数量; z_l 为模糊子集; z 为去模糊化后的精确值; $\mu_{z_l}(z)$ 为 z_l 的隶属度。

本文优化变量为功率跟踪励磁控制参数 K_P 、

表 5 模糊控制规则

Table 5 Fuzzy control rule

K_P	N	O	P	K_Q	N	O	P
E_{CP}	N	P	N	P	N	O	N
	O	P	N	P	O	O	N
	P	P	N	P	P	O	N
M_P	N	O	P	M_Q	N	O	P
E_{CP}	N	N	N	N	N	N	O
	O	N	P	N	O	N	O
	P	N	N	N	P	N	O
N_P	O	P	P	N_Q	N	O	P
E_{CP}	N	P	P	P	N	P	P
	O	P	P	P	O	P	P
	P	P	P	P	P	P	P

M_P 、 N_P 、 K_Q 、 M_Q 、 N_Q ; 优化目标为双励磁转速的动态特性指标为转速波动值 ω_{fluct} 和转速振荡持续时间 T_{ω} ; 由模糊控制方法可得图 16 所示励磁控制参数随有功和无功功率偏差及其偏差率的变化规律:

1) K_P 对双励磁转速振荡影响较小, 当有功功率偏差正向或负向增大时, 需要适当增大比例系数 K_P 以增加跟踪有功功率变化的响应速度;

2) 当有功功率偏差及偏差率正向或负向增大时, 需要适当减小微分系数 M_P , 从而达到抑制超前调节的目的;

3) 惯性系数 N_P 影响积分环节饱和性, 较大和较小 N_P 都会影响有功功率稳定性;

4) K_Q 对双励磁转速振荡影响较小, 当无功功

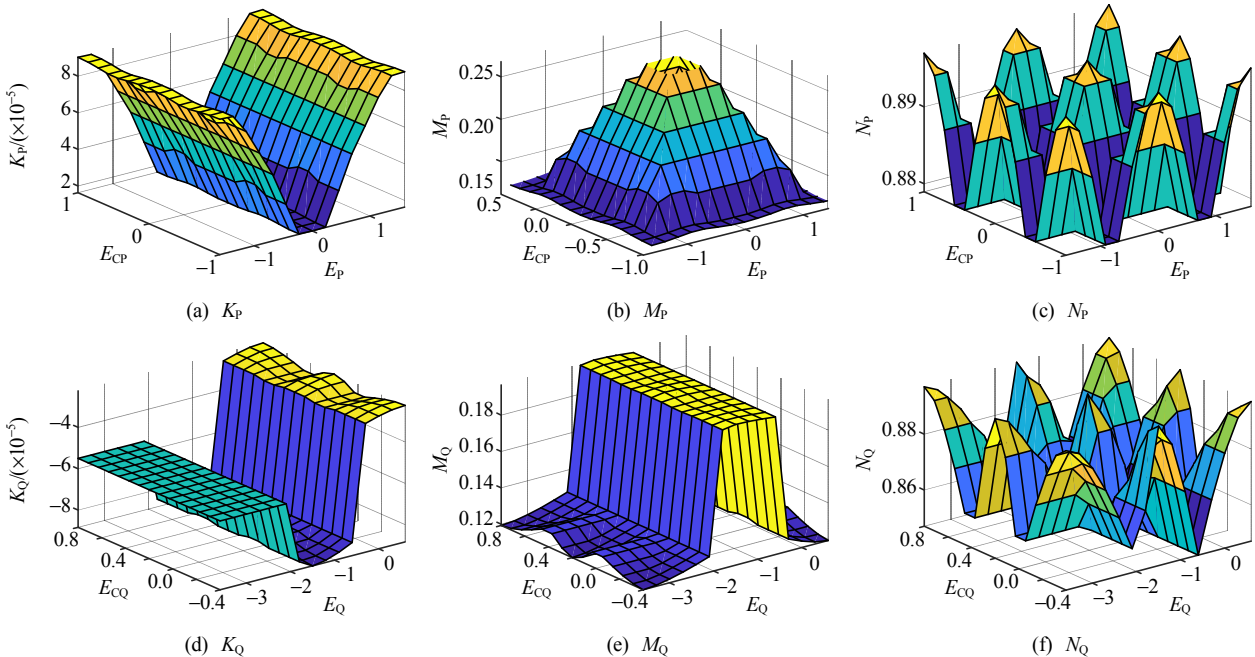


图 16 控制参数的变化规律

Fig. 16 Variation laws of control parameters

率偏差正向或负向增大时，需要适当增大比例系数 K_Q 以增加跟踪无功功率变化的响应速度；

5) 当无功功率偏差正向或负向增大时，需要适当减小微分系数 M_Q ，改善调节过程；

6) N_Q 影响积分环节饱和性，较大和较小 N_Q 都会影响无功功率稳定性。

3.2 优化控制参数对双励机功率跟踪励磁控制特性的影响

采用优化后的励磁控制参数计算3种不同阻尼作用下双励机的动态特性，并与优化前控制参数的计算结果进行对比，如图17所示。可知，励磁控制参数优化后，双励机动态性能得到显著提升。

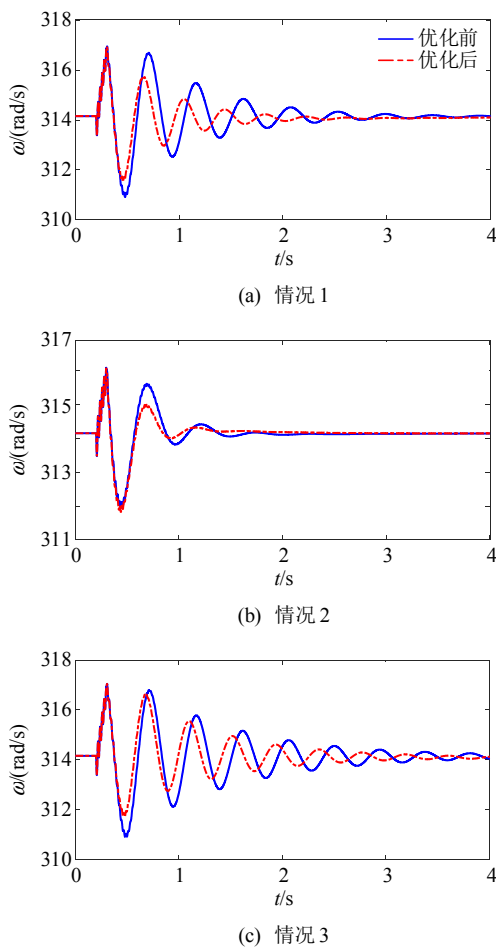


图17 参数优化对双励机动态特性的影响
Fig. 17 Influence of parameter optimization on dynamic characteristics of DESG

图18对比3种情况下双励机动态特性指标 ω_{nu} 和 T_ω ，可以得到如下结论：

1) 励磁控制参数优化后，3种情况下双励机转速波动值 ω_{nu} 分别减小10.93%、2.43%和14.01%，转速振荡幅度得到有效抑制；

2) 励磁控制参数优化后，3种情况下双励机转

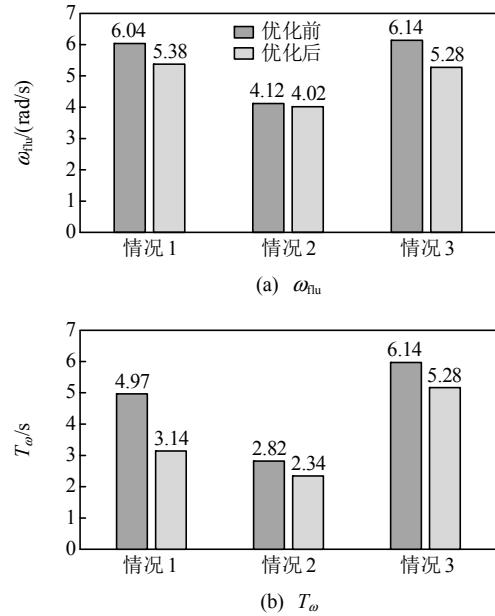


图18 参数优化对双励机动态特性指标的影响
Fig. 18 Influence of parameter optimization on dynamic characteristic indexes of DESG

速振荡时间 T_ω 分别减小36.82%、17.02%和13.40%，通过励磁参数优化可以明显减小低频振荡持续时间；

3) 由于励磁绕组存在时间常数，因此，励磁控制在扰动初始阶段作用较小，励磁控制参数作用主要体现在故障切除后的低频振荡阶段。

4 结论

本文采用场-路耦合时步有限元模型研究转子槽楔、铁心等阻尼结构对双励机功率跟踪励磁控制特性的影响，揭示不同转子阻尼结构对低频振荡特性指标的影响规律，采用模糊控制法对励磁控制参数进行优化，获得与不同转子阻尼结构匹配的励磁控制参数，具体结论如下：

1) 当不考虑转子阻尼结构作用时，功率跟踪励磁控制可以有效抑制系统扰动后双励机振荡幅值，减小振荡时间；

2) 转子阻尼结构会影响励磁磁动势的响应速度，限制其对双励机电磁转矩的控制，进而影响励磁控制对双励机动态性能的提升作用；

3) 采用模糊控制法对励磁控制参数进行优化，获得适用于不同转子阻尼结构的最优励磁控制参数，从而使得双励机在不同转子阻尼作用下的动态性能得到显著提升。

参考文献

[1] 余希瑞, 周林, 郭珂, 等. 含新能源发电接入的电力系

- 统低频振荡阻尼控制研究综述[J]. 中国电机工程学报, 2017, 37(21): 6278-6290.
- YU Xirui, ZHOU Lin, GUO Ke, et al. A survey on low frequency oscillation damping control in power system integrated with new energy power generation[J]. Proceedings of the CSEE, 2017, 37(21): 6278-6290(in Chinese).
- [2] 孙秋野, 于潇寒, 王靖傲. “双高” 配电系统的挑战与应对措施探讨[J]. 中国电机工程学报, 2024, 44(18): 7115-7136.
- SUN Qiuye, YU Xiaohan, WANG Jing'ao. Discussion on challenges and countermeasures of “Double High” power distribution system[J]. Proceedings of the CSEE, 2024, 44(18): 7115-7136(in Chinese).
- [3] 张加卿, 郭春义, 杨硕. 分网接入方式下 LCC-HVDC 系统运动方程模型及交互振荡模式的阻尼特征(一): 扰动传递路径分解[J]. 中国电机工程学报, 2024, 44(4): 1286-1298.
- ZHANG Jiaqing, GUO Chunyi, YANG Shuo. Motion equation model and damping characteristic of interactive oscillation modes for LCC-HVDC system in split-connection mode (part I): disturbance transfer path decomposition[J]. Proceedings of the CSEE, 2024, 44(4): 1286-1298(in Chinese).
- [4] 常鲜戎, 颜湘武, 潘云江, 等. 使用双励磁提高远距离输电线路的稳定性[J]. 中国电机工程学报, 1994, 14(5): 38-44.
- CHANG Xianrong, YAN Xiangwu, PAN Yunjiang, et al. Using dual-excited synchronous generators for improving long distance transmission stability[J]. Proceedings of the CSEE, 1994, 14(5): 38-44(in Chinese).
- [5] 庄可好, 辛焕海, 高晖胜, 等. 双轴励磁电流源同步机视角下跟网/构网设备建模及其互联系统同步稳定性分析[J]. 中国电机工程学报, 2023, 43(20): 7759-7773.
- ZHUANG Kehao, XIN Huanhai, GAO Huisheng, et al. Modeling of grid-forming and grid-following devices from the perspective of dual excitation current sources synchronous generator and synchronous stability analysis of interconnected systems[J]. Proceedings of the CSEE, 2023, 43(20): 7759-7773(in Chinese).
- [6] XU Guorui, HU Yiping, HAO Xiajing, et al. The relationship of magnetomotive force under different excitation modes of dual-excited synchronous generator [J]. IEEE Transactions on Magnetics, 2018, 54(3): 1-4.
- [7] 许国瑞, 王珍珍, 李伟力. 双轴励磁发电机功率跟踪励磁控制系统研究[J]. 电力自动化设备, 2022, 42(6): 192-198.
- XU Guorui, WANG Zhenzhen, LI Weili. Research on power tracking excitation control system of dual-excited synchronous generator[J]. Electric Power Automation Equipment, 2022, 42(6): 192-198(in Chinese).
- [8] 许国瑞, 郝夏婧, 刘炳辰, 等. 汽轮发电机快关汽门大扰动过程中转子各部分阻尼强弱对比[J]. 电机与控制学报, 2020, 24(2): 20-27.
- XU Guorui, HAO Xiajing, LIU Bingchen, et al. Comparison of rotor damping strength of turbine generator during large disturbance caused by fast valve [J]. Electric Machines and Control, 2020, 24(2): 20-27(in Chinese).
- [9] XU Guorui, ZHAN Yang, LIU Xiaofang, et al. Influence of rotor damping structure on speed fluctuation and asynchronous operating ability of turbogenerators with loss of excitation[J]. IEEE Transactions on Industrial Electronics, 2019, 66(2): 1012-1022.
- [10] XU Guorui, ZHOU Jingdi, LI Zhiqiang, et al. Influence of rotor damping structures on damping torque coefficient of turbo-generator during low-frequency oscillation caused by large disturbance[J]. IEEE Transactions on Industry Applications, 2020, 56(4): 3526-3535.
- [11] MALIK O P, DANIELS A R, LEE Y B. Optimal and suboptimal control of dual-excited synchronous generators [J]. Proceedings of the Institution of Electrical Engineers, 1977, 124(9): 792.
- [12] 黄健, 涂光瑜, 陈德树. 双轴励磁同步发电机的微分反馈非线性最优励磁控制[J]. 中国电机工程学报, 1996, 16(5): 341-345, 365.
- HUANG Jian, TU Guangyu, CHEN Deshu. Derivation-feedback nonlinear optimal excitation control of dual-excited synchronous generators[J]. Proceedings of the CSEE, 1996, 16(5): 341-345, 365(in Chinese).
- [13] 季海波, 陈欢, 王冰, 等. 双轴励磁同步发电机非线性鲁棒自适应控制[J]. 电机与控制学报, 2005, 9(1): 20-24.
- JI Haibo, CHEN Huan, WANG Bing, et al. Robust adaptive control of dual-excited synchronous generator [J]. Electric Machines and Control, 2005, 9(1): 20-24(in Chinese).
- [14] 何耀三, 林景栋, 唐卓尧, 等. 异步化汽轮发电机双通道励磁控制系统的研究[J]. 电工技术学报, 1996, 11(1): 1-5, 11.
- HE Yaosan, LIN Jingdong, TANG Zhuoyao, et al. Dual-channel excitation control system of asynchronized turbogenerators[J]. Transactions of China Electrotechnical Society, 1996, 11(1): 1-5, 11(in Chinese).
- [15] 廖勇, 刘刃, 杨顺昌. 异步化汽轮发电机和同步汽轮发电机闭环阻尼特性的比较研究[J]. 中国电机工程学报, 2008, 28(11): 126-132.
- LIAO Yong, LIU Ren, YANG Shunchang. Closed-loop damping characteristics analysis for asynchronized turbo-generators and synchronous turbo-generators[J]. Proceedings of the CSEE, 2008, 28(11): 126-132(in Chinese).
- [16] XU Guorui, LI Zijiang, WANG Zhenzhen, et al. Power tracking excitation control and its parameter optimization of dual-excited synchronous generator[J]. IEEE

- Transactions on Industry Applications, 2022, 58(6): 7099-7109.
- [17] 许国瑞, 刘晓芳, 罗应立, 等. 汽轮发电机转子阻尼系统对第一摆稳定性影响的仿真计算研究[J]. 中国电机工程学报, 2015, 35(1): 214-222.
XU Guorui, LIU Xiaofang, LUO Yingli, et al. Simulation study of the first swing stability affected by rotor damping systems of turbine generators[J]. Proceedings of the CSEE, 2015, 35(1): 214-222(in Chinese).
- [18] 许国瑞, 李金香, 付永旗, 等. 汽轮发电机转子阻尼结构对大扰动低频振荡的影响[J]. 电机与控制学报, 2017, 21(8): 9-17.
XU Guorui, LI Jinxiang, FU Yongqi, et al. Influence of rotor damping structure of turbine generators on low frequency oscillation under large disturbance[J]. Electric Machines and Control, 2017, 21(8): 9-17(in Chinese).
- [19] 吴国栋, 许国瑞, 康锦萍, 等. 汽轮发电机转子铁心电导率对失磁异步运行的影响[J]. 大电机技术, 2018(6): 47-52.
WU Guodong, XU Guorui, KANG Jinping, et al. Influence of rotor core conductivity on the asynchronous operation of turbogenerator during loss of excitation[J]. Large Electric Machine and Hydraulic Turbine, 2018(6): 47-52(in Chinese).
- [20] XU Guorui, YUAN Zeyu, SONG Meihong, et al. Influence of rotor slot wedge materials on rotor losses of turbogenerator during loss of excitation[J]. IEEE Transactions on Industry Applications, 2022, 58(6): 8022-8032.
- [21] 张自力, 李秉晔, 田志杰, 等. 转子阻尼绕组及其材料对同步调相机暂态特性的影响[J]. 华北电力大学学报: 自然科学版, 2023, 50(6): 59-65.
ZHANG Zili, LI Bingye, TIAN Zhijie, et al. Influence of rotor damping winding and material on transient characteristics of synchronous condenser[J]. Journal of North China Electric Power University: Natural Science Edition, 2023, 50(6): 59-65(in Chinese).
- [22] 康锦萍, 刘晓芳, 罗应立, 等. 汽轮发电机磁路饱和与磁场畸变共同作用对运行的影响[J]. 中国电机工程学报, 2010, 30(36): 41-45.
KANG Jinping, LIU Xiaofang, LUO Yingli, et al. Influences of interaction between magnetic saturation and magnetic field distortion on turbine generator operation [J]. Proceedings of the CSEE, 2010, 30(36): 41-45(in Chinese).
- [23] 胡箭, 罗应立, 刘晓芳, 等. 汽轮发电机暂态分析中计及励磁电流集肤效应的时步有限元模型[J]. 中国电机工程学报, 2008, 28(30): 90-95.
HU Jia, LUO Yingli, LIU Xiaofang, et al. An improved time-stepping finite element model considering skin effect of excitation current for turbo-generator transient analysis [J]. Proceedings of the CSEE, 2008, 28(30): 90-95(in Chinese).
- [24] 薛易, 王立坤, 韩继超, 等. 具有磁性和非磁性槽楔的汽轮发电机转子槽分度的计算与分析[J]. 电机与控制学报, 2016, 20(2): 70-75.
XUE Yi, WANG Likun, HAN Jichao, et al. Calculation and analysis of slot pitch coefficient of turbo-generator rotor with magnetic and non-magnetic slot wedges[J]. Electric Machines and Control, 2016, 20(2): 70-75(in Chinese).
- [25] 王伟华, 王红宇, 许国瑞, 等. 基于时步有限元的抽水蓄能电机瞬态参数计算方法的对比[J]. 电工技术学报, 2015, 30(1): 89-97.
WANG Weihua, WANG Hongyu, XU Guorui, et al. Contrastive study on calculation methods of transient parameters of pumped storage machine based on time-stepping finite element method[J]. Transactions of China Electrotechnical Society, 2015, 30(1): 89-97(in Chinese).
- [26] 戈宝军, 殷继伟, 陶大军, 等. 基于励磁与调速控制的单机无穷大系统场-路-网时步有限元建模[J]. 电工技术学报, 2017, 32(3): 139-148.
GE Baojun, YIN Jiwei, TAO Dajun, et al. Modeling of field-circuit-network coupled time-stepping finite element for one machine infinite bus system based on excitation and speed control[J]. Transactions of China Electrotechnical Society, 2017, 32(3): 139-148(in Chinese).
- [27] 胡箭, 罗应立, 刘晓芳, 等. 汽轮发电机小扰动特性及静态稳定性的时步有限元分析[J]. 中国电机工程学报, 2010, 30(6): 76-82.
HU Jia, LUO Yingli, LIU Xiaofang, et al. Time-step finite element analysis for small disturbance characteristics and static stability of turbo generators[J]. Proceedings of the CSEE, 2010, 30(6): 76-82(in Chinese).
- [28] LIDENHOLM J, LUNDIN U. Estimation of hydropower generator parameters through field simulations of standard tests[J]. IEEE Transactions on Energy Conversion, 2010, 25(4): 931-939.
- [29] STURGESS J P, ZHU M, MACDONALD D C. Finite-element simulation of a generator on load during and after a three-phase fault[J]. IEEE Transactions on Energy Conversion, 1992, 7(4): 787-793.



许国瑞

在线出版日期: 2024-03-18。

收稿日期: 2023-08-29。

作者简介:

许国瑞(1986), 男, 博士, 教授, 博士生导师, 研究方向为大型发电机多物理场分析、机网协调运行以及新型发电机、调相机等, lingquan0624@163.com。

(编辑 陈娟)