

热动力系统外轴转速波动问题初探

赵晋宏¹, 王琴娟², 黄凤军¹, 邹光灿¹

(1. 山西平阳机械厂代表室, 山西 侯马, 043002; 2. 山西平阳机械厂, 山西 侯马, 043002)

摘 要: 为分析热动力系统航行试验时出现的发动机外轴系统转速异常波动的现象。该文从系统角度出发, 探讨了与发动机外轴系统联系紧密的发动机、发电机、航行器壳体、舵电机等部件的工作特性, 建立了足以支撑工程问题分析的数学模型, 并进行了分析与估算。指出, 发动机外轴系统转速波动的主要原因是水下航行器用电器的电功率负荷变化, 该电功率负荷变化的同时还对水下航行器横滚控制回路造成明显干扰。对于该扰动的不当响应将造成差动舵电机动作过于频繁, 最终使得发动机外轴转速不能得到恢复。

关键词: 水下航行器; 热动力系统; 转速; 波动

中图分类号: TJ630.32

文献标识码: A

文章编号: 1673-1948(2010)05-0385-04

Discussion on Rotational Speed Fluctuation of External Shaft on Thermal Power System for Underwater Vehicle

ZHAO Jin-hong¹, WANG Qin-juan², HUANG Feng-jun¹, ZOU Guang-can¹

(1. Military Representative Office Stationed in Shanxi Pingyang Machinery Factory, Houma 043002, China; 2. Shanxi Pingyang Machinery Factory, Houma 043002, China)

Abstract: The abnormal speed fluctuation of the external shaft was found in a thermal power system test. We systematically analyze the working properties of engine, electric generator, vehicle shell and rudder actuator, which are closely connected with the external shaft of engine, and establish a mathematic model to support the analysis and estimation. The conclusion is drawn that the rotational speed fluctuation of the engine external shaft is caused by the change of the electrical power load on electric devices, and this change of the electrical power load also disturb the roll control circuit. The improper response to the disturbance causes frequent movement of the differential rudder actuator, which makes the rotational speed of engine external can not get complete recovery in the end.

Key words: underwater vehicle; thermal power system; rotational speed; fluctuation

0 引言

采用凸轮式活塞发动机的水下热动力系统, 对转双轴输出, 内轴拖动后桨旋转, 而外轴在拖动前桨旋转的同时还需向燃料泵、海水泵以及发电机提供动力。航行器在进行航行试验时出现了发动机外轴转速异常波动的现象, 对该现象进行合理解释是必要的。本文拟从系统的角度分析该现象的成因, 希望能够为产品改进提供参考

意见。

1 外轴及负载系统分析模型

对于对转式凸轮活塞发动机而言, 其向内外双轴系输出的力矩 M_e 与凸轮和滚轮的作用力与反作用力相关, 其自然是相等的, 该力矩量值取决于燃烧室压力与当前航行深度, 与发动机转速无关^[1]。该动力系统采用开环压力调节方式, 燃烧室压力由位于燃料泵出口的压力调节器控制,

收稿日期: 2010-02-11; 修回日期: 2010-03-27.

作者简介: 赵晋宏 (1967-), 男, 硕士, 高级工程师, 主要从事鱼雷动力及总体方面的工作.

在航深不变的条件下,受控的燃烧室压力基本不变。当然,燃料泵转速的波动会引起泵输出流量的变化,从而干扰压力调节器的工作,但是由于压力调节器的质量——弹簧振子系统的响应速度甚高^[2],其响应速度较转速波动的速度快得多,因此,相对较慢的泵流量变化不会对调节器的控制压力产生明显的影响。在航深不变的条件下,发动机向内外双轴输出的力矩 M_e 基本是恒定的。

发动机内轴拖动后桨旋转,其动力学关系

$$J_n \dot{\omega}_n = M_e - M_{nj} \quad (1)$$

式中: J_n 为内轴系折合转动惯量; ω_n 为内轴转速; M_{nj} 为后桨吸收转矩。

外轴在拖动前桨旋转的同时还需向燃料泵、海水泵和发电机提供动力,其动力学关系

$$J_w \dot{\omega}_w = M_e - M_{wj} - M_r - M_h - M_f \quad (2)$$

式中: J_w 为外轴系折合转动惯量; ω_w 为外轴转速; M_{wj} , M_r , M_h , M_f 分别为前桨、燃料泵、海水泵、发电机吸收的发动机外轴转矩。

由于燃料泵吸收转矩取决于泵前后压差,在定深航行时为常数。海水泵吸收转矩则描述为^[2]

$$M_h = c_h \omega_w^2 \quad (3)$$

其中,系数 c_h 可视为常数。

略去前后桨的流体动力干扰关系,前桨吸收转矩 M_{wj} 可描述为

$$M_{wj} = c_M \omega_w^2 \quad (4)$$

其中,参数 c_M 由海水密度、桨尺度、力矩系数等构成,它随桨相对进程的变化而变化,但其变化幅度不大。

发电机的情况比较复杂,发电机的输入功率(机械功率)是由发电机的输出功率(电功率)及其机电转换效率决定的,而机械功率是转速与转矩的乘积,故发电机吸收的发动机外轴转矩

$$M_f = N_f / \eta / \omega_w \quad (5)$$

其中: η 为发电机的效率,当然该效率值并非常数; N_f 为从发电机吸收电能的所有用电器的消耗电功率,包括各类仪表、自导发射机、电动舵机等,其中仪表的用电功率基本是恒定的,暂记为 N_c ,而发射机、电动舵机的用电功率却是变化的,分别记为 N_z 和 N_d ,因此 N_f 可描述为

$$N_f = N_c + N_z + N_d \quad (6)$$

通常的设计原则是在发电机的额定工况下

效率最高,暂定为 η_{\max} 。在发电机的能量损耗中,铁损耗 N_{Fe} 基本是常数,而铜损耗 N_{Cu} 则随发电机的输出电流变化而变化,为了取得较高的电机效率,通常在额定工况下 $N_{Cu} = N_{Fe}$,即任意情况下

$$N_f = N_f / \eta - N_{Cu} - N_{Fe} \quad (7)$$

而额定工况下取得的最大效率

$$N_f = N_f / \eta_{\max} - 2N_{Fe} \quad (8)$$

即根据式(8),已知额定工况下的效率和输出功率,则可估计发电机的铜、铁损耗。前述之电机铜损耗随发电机的工况变化而变化,可描述为

$$N_{Cu} \propto I^2 \propto M_f^2 \propto (N_f / \eta / \omega_w)^2 \quad (9)$$

由式(9)可知^[3],铜损耗是电枢电流 I 的平方与电枢电阻的乘积,电枢电阻为常数(略去温度变化对电阻的影响),故铜损耗与电流的平方成比例。电枢电流与电机力矩成比例,而电机力矩则是电机输入机械功率 N_f / η 与转速 ω_w 的商。于是式(9)可具体描述为

$$N_{Cu} = c_{Cu} (N_f / \eta / \omega_w)^2 \quad (10)$$

其中,系数 c_{Cu} 可视为常数。显然,将式(10)带入式(7),在已知电功率负荷的条件下可解出电机效率,带入式(5)可解出发电机的吸收转矩。应指出的是,在水下动力系统中,为了减小组件尺寸,也可适当牺牲发电机效率而做负荷强化,则在额定工况下电机铜损耗大于铁损耗,当然这并不影响分析过程,仅对式(8)做适当修正即可。

接着讨论式(6)所述的电功率负荷,自导发射机功率 N_z 由主动声自导的工作状态决定,它属于大功率、短时间、间歇工作方式。而舵机电机的消耗功率 N_d 极大地取决于其工作状态,这是因为为了追求舵机的高响应速度,舵机一般采用小惯量伺服电机作为原动机,且伺服电机更多地工作在瞬态、高过载工况下,其瞬时电功率消耗非常可观,其特性具体讨论如下。

舵机电机转子运动特性描述为

$$J_a \dot{\omega}_a = M_a - M_z \quad (11)$$

式中: J_a 为舵机运动系向转子折合的转动惯量; ω_a 为舵机电机转子转速, M_z 为阻力矩,它取决于舵的铰链力矩、传动系摩擦情况等; M_a 为电机电磁转矩,描述为

$$M_a = K_M I_a \quad (12)$$

式中:电机力矩系数 K_M 基本为常数, I_a 为电枢电

流,描述为

$$I_a = (U_a - E_a) / R_a \quad (13)$$

式中: R_a 为电枢电阻, E_a 为电枢电动势

$$E_a = K_E \omega_a \quad (14)$$

式中: 电机电动势系数 K_E 为常数。电枢回路供电电压 U_a 为

$$U_a = E_a + I_a R_a \quad (15)$$

舵机电机的输入电功率为

$$N_d = U_a I_a \quad (16)$$

考虑以上各式,得

$$N_d = U_a (U_a - K_E \omega_a) / R_a \quad (17)$$

对于此类伺服电机,其电枢电阻 R_a 很小(1 Ω 量级),转子摩擦转矩小于 10 mNm。在空载条件下,电机转速 ω_a 很高,电枢电动势 E_a 很大并接近输入电压 U_a ,于是空载电流很小,一般在 100 mA 量级,而在电机启动、换向时,由于转速和感生电动势很低,造成电枢电流急剧增大,其启动电流将达到空载电流的 200 倍左右,于是电机输入电功率将达到空载功率的 200 倍左右,舵机电机的启动电功率即可达到 1.5 kW 左右,航行器横滚控制通道是由 2 台电机构成的差动模式来控制的,则其消耗的瞬时电功率将超过 3 kW。因此,若舵机工作在频繁换向的工况下,其消耗的瞬时电功率会很大。以下分析差动舵的工作情况。

无论是由于自导发射机的工作还是由于操舵电机的频繁动作,都将引起发电机的负荷变化,从而引起发动机外轴的转速变化,同时还使得航行器作为发动机辅机和发电机的安装机架承受的力矩发生变化,该力矩表现为航行器的横滚驱动力矩,并形成航行器横滚控制通道的扰动输入。

作为横滚控制的差动舵机必将动作以抑制该扰动。简单地描述航行器的横滚动力学关系为^[4]

$$(J_x + \lambda_{44}) \dot{\omega}_x = M_x + M_\delta \delta + P \phi h + M_\omega \omega_x \quad (18)$$

式中: J_x 为航行器沿纵中轴线的转动惯量; λ_{44} 为附加转动惯量; ω_x 为航行器横滚角速度; δ 为差动舵角; M_δ 描述了差动舵角的力矩特性; P 为航行器负浮力; ϕ 为横滚角; h 为航行器质心下移量; M_ω 描述了航行器的横滚阻尼特性; M_x 为航行器承受的横滚力矩,在辅机和发电机负荷变化时该力矩将发生变化,具体表达为燃料泵、海水泵和发电机转矩

$$M_x = M_r + M_h + M_f \quad (19)$$

2 针对具体系统的讨论

基于以上建立的分析模型,以下给出算例进行估算,分析针对 2 种情况进行。

(1) 自导发射机不工作,控制系统操舵动作柔和。此工作条件与发动机台架马力试验工况类似,暂设发动机外轴转速 $\omega_{x0} = 2\,000$ r/m,据某航深下燃料泵出口压力和燃料泵输出燃料流量可估算其输入功率,进而取得燃料泵吸收的发动机转矩。

根据该外轴转速下的海水泵输出流量和压差,可估算其输入功率,进而得到海水泵吸收的发动机转矩 M_{h0} ,由式(3)可得到 c_h 的具体量值。

根据台架试验发动机双轴的输出功率,考虑燃料泵和海水泵的吸收功率,可取得发动机主机本体的输出功率,进而得到发动机向内外双轴系输出的力矩 M_e 。

在自导发射机不工作,控制系统操舵动作柔和的条件下,根据发电机的输出功率、发电机效率可估计其吸收功率,进而得到该工况下发电机的吸收转矩 M_{f0} 。

扣除燃料泵、海水泵和发电机吸收转矩,得前桨吸收转矩 M_{w0} ,由式(4)得 c_M 的具体量值。

不失一般性,暂设此情况下为发电机的额定工况,此时取得最大效率 η_{\max} ,由式(8)可以得到铁耗 N_{Fe} 和铜耗 N_{Cu0} 的量值,进而由式(10)得到 c_{Cu} 的具体量值。

由式(19),航行器壳体作为辅机和发电机的安装机架,可以估算到航行器壳体承受的横滚力矩 M_{x0} 约为 26.7 Nm。

(2) 发电机输出功率增大。无论是由于自导发射机的工作还是操舵电机的频繁动作引起发电机的电功率负荷变大为 $N_f > N_{f0}$,由式(7)和式(10),可得

$$(N_{Fe} + N_f) \omega_w^2 \eta^2 - N_f \omega_w^2 \eta + c_{Cu} N_f^2 = 0 \quad (20)$$

联立式(2)~式(5),可得

$$J_w \dot{\omega}_w = M_e - M_r - (c_M + c_h) \omega_w^2 - N_f / \eta / \omega_w \quad (21)$$

在第 1 种情况下对式(21)进行线性化,得

$$T_{wz} \Delta \dot{\omega}_w + \Delta \omega_w = K_{wz} \Delta N_f \quad (22)$$

式(22)表明,外轴转速对于发电机电功率的响应是 1 阶惯性特性,其中 $\Delta \omega_w$ 和 ΔN_f 分别为转速、发电机电功率变动量,而惯性环节时间常数 T_{wz} 为

$$T_{wz} = J_w / [2(c_M + c_h)\omega_{w0} - N_{f0}/\eta/\omega_{w0}^2] \quad (23)$$

开环增益

$$K_{wz} = -1/\eta/\omega_{w0} / [2(c_M + c_h)\omega_{w0} - N_{f0}/\eta/\omega_{w0}^2] \quad (24)$$

解式(23)得外轴系统时间常数 T_{wz} 在 100 ms 量级。如果发电机负载变动持续的时间足够长(达到 $3T_{wz}$)，则外轴转速将达到新的平衡点。而即使超额的电功率负载持续的时间不够长，也可使用稳态关系进行转速下降极值的估计。例如，如果自导发射机工作时间为 200 ms，则实际转速下降值为下降极值的86%左右。当然，使用式(24)进行转速下降极值的估计也是可行的，但其估计准确度稍差，更准确的分析方法如下。

根据式(2)~ 式(5)，得到稳态时外轴系力矩关系

$$M_e - M_r = c_M \omega_w^2 + c_h \omega_w^2 + N_f / \eta / \omega_w \quad (25)$$

式(25)变形为

$$\eta = N_f / [(M_e - M_r) - (c_M + c_h)\omega_w^2] / \omega_w \quad (26)$$

联立式(20)、式(25)和式(26)，得

$$\begin{aligned} & c_{Cu} (c_M + c_h)^2 \omega_w^4 + (c_M + c_h) \omega_w^3 - \\ & 2c_{Cu} (M_e - M_r) (c_M + c_h) \omega_w^2 - (M_e - M_r) \omega_w \quad (27) \\ & = -c_{Cu} (M_e - M_r)^2 - N_{Fe} - N_d \end{aligned}$$

对式(27)求解，若要求发电机输出电功率变动为原稳态值(如情况1所描述)的3倍，则发动机外轴转速将降低至1 872 r/m，该分析结果和试验数据之间存在可比性。对式(25)进行求解则得发电机效率将降低约20%。

尽管发电机输出电功率变动，但由于发动机实施了高动态响应的压力调节模式，前桨、燃料泵、海水泵和发电机的吸收转矩之和仍然不变。航行器壳体作为辅机和发电机的安装机架，根据式(19)，其承受的横滚力矩则由情况1工况下的 $M_{x0} = 26.7 \text{ Nm}$ 变化为 $M_x = 40.0 \text{ Nm}$ 。

考虑式(18)，在差动舵维持原舵角的条件下，横滚力矩的变动量 $M_x - M_{x0} = 13.3 \text{ Nm}$ ，将产生约 $200^\circ/\text{s}^2$ 的横滚角加速度(在 $J_x + \lambda_{44}$ 约为3.8的条件下)。这说明，发电机输出电功率的变化将对横滚控制通道产生明显的扰动，而作为差动舵使用的2个舵机必然会对此进行响应，而其舵机电机的动作又将加大发电机的输出电功率，从而形成恶性的正反馈，如前所述，2个舵机电机消耗的瞬时电功率与自导发射机的瞬时消耗功率可以比拟。

在理想控制作用下，在 $M_x = 40.0 \text{ Nm}$ 时差动舵角 δ 将是 $M_{x0} = 26.7 \text{ Nm}$ 时差动舵角 δ_0 的1.5倍，这样大的差动舵角变动幅度就已经比较可观了，应指出的是，该舵角量值是理想控制作用下取得的，实际控制条件下瞬时舵角还可能超过这一量值，特别是当横滚控制通道如果过于敏感而造成频繁操舵的话，情况将会更加恶劣。

3 结束语

如果发动机、发电机、自导发射机和电动舵机的瞬时功率匹配不甚合理，或横滚控制通道过于敏感而造成频繁操舵，都将形成发电机的电功率变动，从而产生发动机外轴系转速的波动。

仅自导发射机的瞬时工作将造成发动机外轴系转速的瞬时下降，在声脉冲发射完成后，转速将得到恢复。发射功率越大，发射时间越长，转速变化越明显。作为极限情况，如果发电机的容量不足，用电器的瞬时消耗功率要求接近甚至超过了发电机的极限电功率输出能力，则发电机的效率将急剧下降，且不能满足用电器的功率要求。发射机瞬时工作在引起发动机转速变化的同时，也对航行器横滚控制通道产生明显的影响，表现为横滚驱动力矩的瞬时加大。作为横滚控制的差动舵机必将对此进行响应，2台舵机电机的瞬时消耗电功率与发射机的功率是可比拟的。如果横滚控制通道频繁操舵，则会维持很大的发电机输出电功率，从而使发动机外轴系的转速不能恢复，只有当舵机电机的频繁动作终止了、控制作用收敛了，发动机外轴转速才能完全恢复。

从式(1)看出，即使发动机外轴转速可能会变化，但其内轴转速也将基本保持恒定，所以完全以外轴转速作为航行器航行速度的度量而不进行合理修正是不准确的，它的航速测量值会偏小。

参考文献:

- [1] 赵连峰. 鱼雷活塞发动机原理[M]. 西安: 西北工业大学出版社, 1991.
- [2] 罗凯, 党建军, 王育才. 水下热动力推进系统自动控制[M]. 西安: 西北工业大学出版社, 2005.
- [3] 李发海, 王岩. 电机与拖动基础[M]. 北京: 清华大学出版社, 1994.
- [4] 詹致祥, 陈景熙. 鱼雷航行力学[M]. 西安: 西北工业大学出版社, 1990.

(责任编辑: 陈 曦)