

基于动态系数的涡轴发动机平衡流形模型建模方法^{*}

王 欢, 孙牧桥, 杨 刚, 张建伟

(中国航发控制系统研究所, 江苏 无锡 214063)

摘 要: 为明确涡轴发动机动态系数模型建模机理, 以线性模型为基础, 通过分析状态变量对不同参数的影响, 建立简化的传递函数模型。将传递函数转换成状态空间形式, 推导出动态系数法模型的平衡流形展开形式, 确定了建模要素。进行离散化分析, 结合平衡流形原理, 获取了分别基于加减速试验和阶跃辨识试验求取动态系数的方法, 根据试验数据计算出动态系数, 并分析了两种方法计算结果的一致性。最后对模型精度进行验证, 结果表明所采用的动态系数计算及建模方法是正确的, 模型稳态误差<1%, 动态误差<4%, 能够满足工程需要。

关键词: 涡轴发动机; 线性模型; 动态系数; 平衡流形; 建模方法

中图分类号: V233.7 文献标识码: A 文章编号: 1001-4055 (2020) 12-2860-08

DOI: 10.13675/j.cnki.tjjs.190478

Equilibrium Manifold Modeling Method of Turbo-Shaft Engine Based on Dynamic Coefficient

WANG Huan, SUN Mu-qiao, YANG Gang, ZHANG Jian-wei

(AECC Aero Engine Control System Institute, Wuxi 214063, China)

Abstract: In order to acquire the dynamic coefficient modeling mechanism of turbo-shaft engine, based on the linear model, the simplified transfer function model was established by analyzing the effect of state variables on different engine parameters. According to the transformation from transfer function to state space equation, the equilibrium manifold expansion of dynamic coefficient method was derived, and then the modeling elements were confirmed. What is more, through combining discretization analysis with equilibrium manifold theory, the calculation method of dynamic coefficient was achieved based on acceleration-deceleration and step identification test data respectively. Finally, the consistency of dynamic coefficients calculated from two kinds of test data mentioned above, and the precision of model were verified. The results show that the dynamic coefficient calculation and modeling methods are right, the steady simulation error is less than 1% and the dynamic simulation error is less than 4%, which is suitable for engineering application.

Key words: Turbo-shaft engine; Linear model; Dynamic coefficient; Equilibrium manifold; Modeling method

1 引 言

目前广泛应用于数控系统设计及仿真的发动机模型为非线性部件级模型与线性变参数模型。非线性

部件级模型可模拟发动机各种物理效应, 但对部件特性的要求很高, 建模难度大^[1-4]。基于平衡流形思想建立的线性变参数模型需要发动机在各稳态点的线性特性^[5], 准确的模型参数依赖于真实发动机上

^{*} 收稿日期: 2019-06-28; 修订日期: 2019-09-29。

作者简介: 王 欢, 硕士, 高级工程师, 研究领域为航空发动机建模与控制律设计。E-mail: 389942159@qq.com

通讯作者: 孙牧桥, 硕士, 工程师, 研究领域为航空发动机建模与控制律设计。E-mail: 389942159@qq.com

引用格式: 王 欢, 孙牧桥, 杨 刚, 等. 基于动态系数的涡轴发动机平衡流形模型建模方法[J]. 推进技术, 2020, 41(12): 2860-2867. (WANG Huan, SUN Mu-qiao, YANG Gang, et al. Equilibrium Manifold Modeling Method of Turbo-Shaft Engine Based on Dynamic Coefficient[J]. *Journal of Propulsion Technology*, 2020, 41(12): 2860-2867.)

的小偏差试验,国内专门针对建模开展的此类试验较少,现有资料相关研究中,文献[6-9]基于部件级模型获得各转速点稳态及动态特性,建立平衡流形模型,文献[10]中稳态点从试验数据中获取,动态特性仍从部件级模型中得到。直接从试验数据中获取动态特性的方法未提及。

涡轴发动机结构常为一单轴的燃气发生器加动力涡轮,燃气发生器和动力涡轮间为气动连接,喷口为扩张型且固定。这种结构常用动态系数法根据试验数据建立模型,在涡轴发动机控制中应用,需求相对较高。从本质上看动态系数模型是一种线性变换和发动机原理简化后的平衡流形模型。文献[11-12]介绍了该建模方法,从稳态数据中获取稳态点,从加减速过程数据中求取动态系数,文中未对建模原理特别是动态系数的物理意义进行详细分析,同时对试验数据有较强的依赖性,发动机在研制初期由于试验成本和风险原因,通常不会开展加减速试验。动态系数反映了输入变量与输出变量之间的关系,因此与传递函数存在关联。文献[13]通过阶跃辨识试验针对微型涡喷发动机转速做过该方面的研究,建立了转速动态系数与传递函数的联系,使动态系数求取不依赖于加减速试验,但缺少对压力和温度的相关研究。以上两项工作对所有输出变量动态系数的物理意义和求取方法,缺乏系统的原理讨论,这些限制了模型的应用和推广。

因此,基于平衡流形原理,建立涡轴发动机动态系数模型与传递函数的联系,明确其物理意义,进而开展从试验数据或经验中得到建模参数及线性特性,无需依赖特定的试验,能建立较为准确的发动机模型,布局具有理论意义,而且具有工程实用价值。

基于上述背景,本文在涡轴发动机通用结构模型的基础上,推导动态系数法模型的平衡流形展开形式,得到各参数动态系数与传递函数的关系,并结合发动机常规试验研究确定建模方法。

2 动态系数建模方法

2.1 模型结构

通常发动机可以用状态空间模型表达为

$$\begin{aligned}\dot{\mathbf{X}} &= \mathbf{A}\mathbf{X} + \mathbf{B}\mathbf{U} \\ \mathbf{Y} &= \mathbf{C}\mathbf{X} + \mathbf{D}\mathbf{U}\end{aligned}\quad (1)$$

式中 $\mathbf{X}$ 为状态量, $\mathbf{U}$ 为输入量, $\mathbf{Y}$ 为输出量^[14]。

对于发动机模型来说,必须要考虑发动机转子惯性相关的动态响应,而且多数时候仅考虑转子惯性就可以满足使用要求,选取燃气发生器转速 N_g 和动力涡轮转速 N_p 作为状态变量,此时涡轴发动机模型的通用结构为

$$\begin{aligned}\begin{bmatrix} \dot{N}_g \\ \dot{N}_p \end{bmatrix} &= \begin{bmatrix} a_{11} & a_{12} \\ a_{21} & a_{22} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} N_g \\ N_p \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} b_{11} & b_{12} \\ b_{21} & b_{22} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} W_f \\ CLP \end{bmatrix} \\ \begin{bmatrix} T_{45} \\ p_3 \\ P_e \end{bmatrix} &= \begin{bmatrix} c_{11} & c_{12} \\ c_{21} & c_{22} \\ c_{31} & c_{32} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} N_g \\ N_p \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} d_{11} & d_{12} \\ d_{21} & d_{22} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} W_f \\ CLP \end{bmatrix}\end{aligned}\quad (2)$$

式中 $\dot{N}_g$ 为燃气涡轮转速加速率, $\dot{N}_p$ 为燃气涡轮转速加速率, W_f 为燃油量, CLP 为总矩杆角度, T_{45} 为动力涡轮前温度, p_3 为压气机出口压力, P_e 为动力涡轮功率。

式(2)所述的模型是一种通用结构,可以采用平衡流的思想构建线性变参数模型,其中每个系数都是各变量之间的线性关系,但是这些参数更多是具备一种数学意义,与试验数据没有直接的联系,这种方法更适合直接从非线性部件级模型中提取参数。尽管也可以采用辨识方法,根据上述结构结合特定的试验数据,获取最终模型,但是在发动机上实现充分辨识激励的难度大,且成本高。

如果从上述通用结构中推导出与试验数据直接相关的建模结构,则使用试验数据即可建立模型,无需额外的辨识试验。

根据线性系统理论,结合双转子发动机动态方程,将式(2)状态空间形式转换成传递函数形式如式(3)所示^[15-16]。

$$\begin{bmatrix} N_g \\ N_p \\ T_{45} \\ p_3 \\ P_e \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \frac{K_{11}(T_{z11}s+1)}{(T_{p1}s+1)(T_{p2}s+1)} & \frac{K_{12}(T_{z12}s+1)}{(T_{p1}s+1)(T_{p2}s+1)} \\ \frac{K_{21}(T_{z21}s+1)}{(T_{p1}s+1)(T_{p2}s+1)} & \frac{K_{22}(T_{z22}s+1)}{(T_{p1}s+1)(T_{p2}s+1)} \\ \frac{K_{31}(T_{z31}s+1)(T_{z32f}s+1)}{(T_{p1}s+1)(T_{p2}s+1)} & \frac{K_{32}(T_{z33}s+1)(T_{z34}s+1)}{(T_{p1}s+1)(T_{p2}s+1)} \\ \frac{K_{41}(T_{z41}s+1)(T_{z42}s+1)}{(T_{p1}s+1)(T_{p2}s+1)} & \frac{K_{42}(T_{z43}s+1)(T_{z44}s+1)}{(T_{p1}s+1)(T_{p2}s+1)} \\ \frac{K_{51}(T_{z51}s+1)(T_{z52}s+1)}{(T_{p1}s+1)(T_{p2}s+1)} & \frac{K_{52}(T_{z53}s+1)(T_{z54}s+1)}{(T_{p1}s+1)(T_{p2}s+1)} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} W_f \\ CLP \end{bmatrix}\quad (3)$$

式中 T_{p1} 和 T_{p2} 分别为燃气发生器转速和动力涡轮转速相关的极点系数, $K_{11} \sim K_{51}$ 分别为 $N_g, N_p, T_{45}, p_3, P_e$ 与 W_f 的比例系数, $K_{12} \sim K_{52}$ 分别为 $N_g, N_p, T_{45}, p_3, P_e$ 与 CLP 的比例系数, $T_{z11} \sim T_{z54}$ 分别为 $N_g, N_p, T_{45}, p_3, P_e$ 与 W_f 和 CLP 相关的零点。

式(3)模型考虑了转子惯性, 但该结构依然是过于复杂, 无法用普通的试验数据建立涡轴发动机模型, 因此需要根据涡轴发动机的特点, 简化模型结构。

与双轴涡扇发动机不同, 通常涡轴发动机核心

机与动力涡轮之间仅有气动连接, 动力涡轮为定转速控制时, 导向器流通面积不变, 核心机的工作状态几乎不受动力涡轮影响, 其工作状态只由燃油决定^[17]。这样, 相关变量 N_g, T_{45}, p_3, P_e 只与 W_f 相关, 而与 N_p 及 CLP 无关, 即式(2)中系数矩阵元素 $a_{12} = b_{12} = c_{12} = c_{32} = d_{12} = d_{22} = 0$, 据此, 简化的传递函数结构如式(4)。其次, 动力涡轮与负载之间是以功率相互联系, 负载功率输出量即为动力涡轮的输入量, 则有 $T_{z21} = T_{z51}$ 。

$$\begin{bmatrix} N_g \\ N_p \\ T_{45} \\ p_3 \\ P_e \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \frac{K_{11}}{T_{p1}s + 1} & 0 \\ \frac{K_{21}(T_{z21}s + 1)}{(T_{p1}s + 1)(T_{p2}s + 1)} & \frac{K_{22}(T_{z22}s + 1)}{(T_{p1}s + 1)(T_{p2}s + 1)} \\ \frac{K_{31}(T_{z31}s + 1)}{T_{p1}s + 1} & 0 \\ \frac{K_{41}(T_{z41}s + 1)}{T_{p1}s + 1} & 0 \\ \frac{K_{51}(T_{z51}s + 1)}{T_{p1}s + 1} & 0 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} W_f \\ CLP \end{bmatrix} \quad (4)$$

2.2 动态系数法模型的平衡流形展开

对各回路传递函数进行分析, 根据式(4), 将传递函数转换成状态空间形式^[18]。构造如图1所示 $W_f - N_g - P_e - N_p$ 模型, 其中

$$A_1 = \frac{1}{T_{p1}}, B_1 = \frac{K_{11}}{T_{p1}}, C_1 = \frac{K_{51}}{K_{11}} \left(1 - \frac{T_{z51}}{T_{p1}} \right)$$

$$D_1 = K_{51} \frac{T_{z51}}{T_{p1}}, A_2 = \frac{1}{T_{p2}}, B_2 = \frac{K_{21}/K_{51}}{T_{p2}}$$

引入平衡流思想构造模型^[19], 图1模型经等效变

换后如图2所示, 其中

$$C_{1-1} = \frac{K_{51}}{K_{11}}, C_{1-2} = 1 - \frac{T_{z51}}{T_{p1}}$$

由图1及图2可知

$$\frac{A_1}{B_1 \cdot C_{1-1}} = \frac{1}{K_{51}}, \frac{A_2}{B_2} = \frac{K_{51}}{K_{21}}$$

由式(4)知, 压力与温度模型与功率模型具有一致的结构。对于 $W_f - N_g - p_3$ 模型, 有

$$\frac{A_1}{B_1 \cdot C_{1-1}} = \frac{1}{K_{41}}, C_{1-1} = \frac{K_{41}}{K_{11}}, D_1 = K_{41} \frac{T_{z41}}{T_{p1}}$$

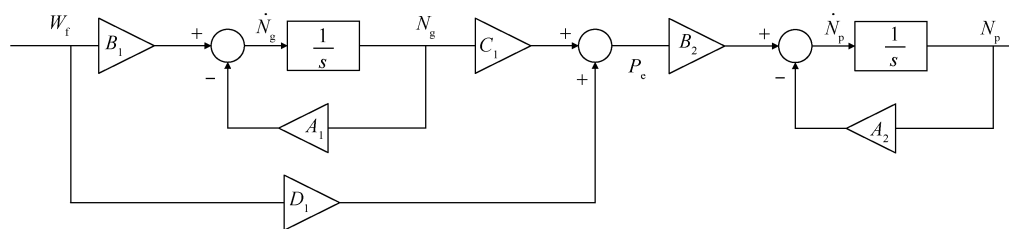


Fig. 1 Model structure of $W_f - N_g - P_e - N_p$ loop

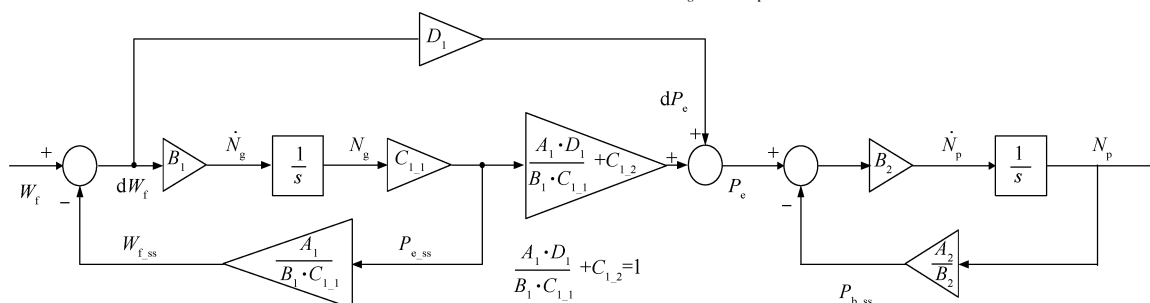


Fig. 2 Equivalent model structure of $W_f - N_g - P_e - N_p$ loop

对于 $W_f-N_g-T_{45}$ 模型,有

$$\frac{A_1}{B_1 \cdot C_{1-1}} = \frac{1}{K_{31}}, C_{1-1} = \frac{K_{31}}{K_{11}}, D_1 = K_{31} \frac{T_{z31}}{T_{p1}}$$

这些关系在线性域是增益,而在非线性域中就是稳态基线,设 W_f, P_e, P_b (负载需求功率), p_3, T_{45} 的稳态基线分别为 $W_{f_{ss}}, P_{e_{ss}}, P_{b_{ss}}, p_{3_{ss}}, T_{45_{ss}}$ 。稳态基线并非真实存在的可测参数,而是对发动机状态的一种形象描述,表示当前转速下,各状态的稳态对应关系。当然,发动机处于稳态时,稳态基线就等价于对应的各参数值。

同时针对上述结构,可以定义动态系数,其中状态量 N_g, N_p 的动态系数为 B_1 及 B_2 ,而输出量 (P_e, p_3, T_{45}) 的动态系数则是 D_1 ,这些动态系数则是可以通过常规的试验数据进行提取。图2所述关系推导主要是原理性质,具体提取方法还需要针对不同的试验数据并对公式进行一定推导才能获得,后文将对求解方法做详细描述。

2.3 建模方法推导

根据上述原理,推导各回路动态系数的物理意义及求取方法。

首先要根据试验数据中的稳态数据,提取稳态基线,以 N_g 为调度变量,有

$$[W_{f_{ss}}, P_{e_{ss}}, p_{3_{ss}}, T_{45_{ss}}] = f(N_g) \quad (5)$$

动力涡轮与负载稳态关系,则是由 N_p 和 CLP 同时决定,即

$$P_{b_{ss}} = f(N_p, CLP) \quad (6)$$

最终负载功率 $P_{b_{ss}}$ 与动力涡轮功率 $P_{e_{ss}}$ 之间实现功率平衡,在发动机稳态时一致。

2.3.1 W_f 与 N_g 回路

由式(4),在稳态点附近, W_f 与 N_g 为一阶惯性环节 $\frac{N_g(s)}{W_f(s)} = \frac{K_{11}}{T_{p1}s + 1}$, 针对该式用 $s = \frac{1-z^{-1}}{t}$ (t 为采样时间, z 为离散算子) 进行离散化,得

$$K_{11} \cdot W_f(k) - N_g(k) = \frac{T_{p1}}{t} (N_g(k) - N_g(k-1)) \quad (7)$$

根据平衡流形概念,引入稳态基线 $W_{f_{ss}} = f(N_g)$, 在某个线性域内,有

$$N_g(k) = K_{11} \cdot W_{f_{ss}}(k) \quad (8)$$

将式(8)代入式(7),整理得到 N_g 动态系数 $f_{D_y-N_g}$ 表达式, f 表示系数,下标 D_y-N_g 表示 N_g 动态。

$$f_{D_y-N_g} = \frac{K_{11}}{T_{p1}} = \frac{N_g(k) - N_g(k-1)}{t(W_f(k) - W_{f_{ss}}(k))} \quad (9)$$

式(9)即是根据试验数据中转速和燃油量求取

动态系数,将线性模型与平衡流形原理相结合,是非线性模型形式,与对象是否处于小偏差状态无关,每一时刻都有一个对应的动态数据。同时该式也是模型具体的实现方式。

2.3.2 W_f 与 P_e, p_3, T_{45} 回路

输出量发动机功率 P_e 的动态系数有别于状态量 N_g, P_e 与 N_g 是直接相关的,从两者传递函数的极点一致也说明这一点,推导时需要同时考虑两者的影响。

由式(4)知,在稳态点附近, W_f 与 P_e 关系为超前滞后环节 $\frac{N_g(s)}{W_f(s)} = \frac{K_{51}(T_{z51}s + 1)}{T_{p1}s + 1}$, 据此构造如下关系式,有

$$\frac{1}{K_{51}} \cdot P_e(s) = W_f(s) \left(\frac{T_{z51}}{T_{p1}} + \frac{T_{p1} - T_{z51}}{T_{p1}} \frac{1}{K_{51}} \frac{K_{11}}{T_{p1}s + 1} \right) \quad (10)$$

将 $\frac{N_g(s)}{W_f(s)} = \frac{K_{11}}{T_{p1}s + 1}$ 代入式(10),转换成离散形式,即

$$\frac{1}{K_{51}} \cdot P_e(k) = W_f(k) \left(\frac{T_{z51}}{T_{p1}} + \frac{T_{p1} - T_{z51}}{T_{p1}} \frac{1}{K_{11}} N_g(k) \right) \quad (11)$$

引入稳态基线 $W_{f_{ss}} = f(N_g)$, 整理得

$$P_e(k) = K_{51} \cdot \frac{T_{z51}}{T_{p1}} \cdot (W_f(k) - W_{f_{ss}}(k)) + K_{51} \cdot W_{f_{ss}}(k) \quad (12)$$

再次引入稳态基线 $[P_{e_{ss}}, W_{f_{ss}}] = f(N_g)$, 代入式(12)得到 P_e 动态系数 $f_{D_y-P_e}$ 表达式, f 表示系数,下标 D_y-P_e 表示 P_e 动态。

$$f_{D_y-P_e}(k) = K_{51} \cdot \frac{T_{z51}}{T_{p1}} = \frac{P_e(k) - P_{e_{ss}}(k)}{W_f(k) - W_{f_{ss}}(k)} \quad (13)$$

式(13)同样是模型的具体实现方式。同理得到 p_3 动态系数 $f_{D_y-p_3}$ 表达式, f 表示系数,下标 D_y-p_3 表示 p_3 动态。

$$f_{D_y-p_3}(k) = K_{41} \cdot \frac{T_{z41}}{T_{p1}} = \frac{p_3(k) - p_{3_{ss}}(k)}{W_f(k) - W_{f_{ss}}(k)} \quad (14)$$

T_{45} 动态系数 $f_{D_y-T_{45}}$ 表达式为

$$f_{D_y-T_{45}}(k) = K_{31} \cdot \frac{T_{z31}}{T_{p1}} = \frac{T_{45}(k) - T_{45_{ss}}(k)}{W_f(k) - W_{f_{ss}}(k)} \quad (15)$$

式中 f 表示系数,下标 D_y-T_{45} 表示 T_{45} 动态。

至此,推导出了与燃油相关的核心机变量 N_g, p_3 和 T_{45} 动态系数物理意义和表达式,为文献[11-12]中的计算补充了翔实的理论依据,同时也解释了为何其中 N_g 动态系数与采样周期相关,而 p_3 和 T_{45} 动态系数与采样周期无关的问题。

2.3.3 P_e 与 N_p 回路

由于核心机及动力涡轮解耦,可以将 P_e 作为动力涡轮输入,单独分析动力涡轮。

由式(4)知,在稳态点附近,燃油 W_f 与 N_p 的线性模型传递函数为二阶环节,其表达式为 $\frac{N_p(s)}{W_f(s)} = \frac{K_{21}(T_{z21}s + 1)}{(T_{p1}s + 1)(T_{p2}s + 1)}$,从以上推导中可以得到如下关系

$$\frac{N_p(s)}{W_f(s)} = \frac{K_{s1}(T_{z21}s + 1)}{T_{p1}s + 1} \frac{K_{21}/K_{s1}}{T_{p2}s + 1} \quad (16)$$

则有

$$\frac{N_p(s)}{P_e(s)} = \frac{N_p(s)}{W_f(s)} \frac{W_f(s)}{P_e(s)} = \frac{K_{21}/T_{z21}}{T_{p2}s + 1} \quad (17)$$

从这里可以看出,该回路的动态系数求解方法与 N_g 类似,同样可得

$$f_{D_{y-N_p}}(k) = \frac{K_{21}/K_{s1}}{T_{p2}} = \frac{N_p(k) - N_p(k-1)}{t(N_e(k) - P_{b-ss}(k-1))} \quad (18)$$

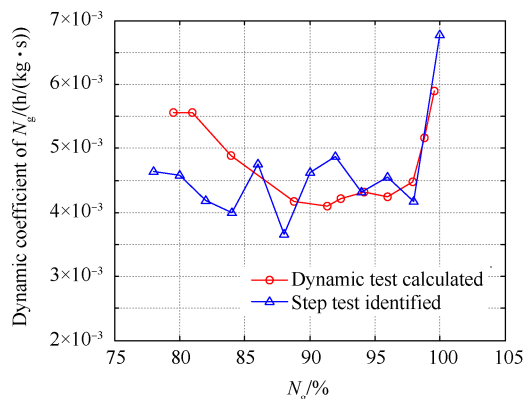
核心机及负载同时决定动力涡轮转子的特性,试验数据中动力涡轮扭矩 M_{kp} 是可测参数,这样就可以根据 P_e, N_p, M_{kp} 之间的物理关系,直接确定 W_f-N_p 的计算方法。

根据转速扭矩平衡关系,有

$$\frac{\pi}{30} \cdot J \cdot \frac{dN_p}{dt} = \Delta M_{kp} = \frac{\Delta P_e}{N_p \cdot \frac{\pi}{30}} \quad (19)$$

式中 J 为动力涡轮带负载后的折合转动惯量, ΔM_{kp} 及 ΔP_e 表示剩余扭矩及剩余功率, $\Delta P_e(k) = P_e(k) - P_{b-ss}(k)$ 。最后整理得到 N_p 动态系数为

$$f_{D_{y-N_p}}(k) = \frac{N_p(k) - N_p(k-1)}{t(N_e(k) - N_{b-ss}(k))} = \frac{1}{N_p(k) \cdot J \cdot \left(\frac{\pi}{30}\right)^2} \quad (20)$$



(a) Comparison of dynamic coefficient of N_g

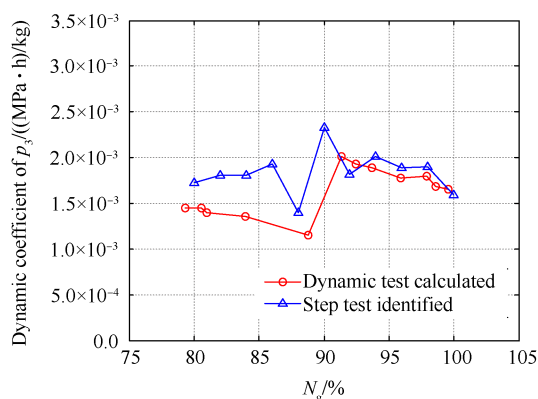
以上推导了动态系数与传递函数之间的联系,明确了动态系数的物理意义,得到了涡轴发动机平衡流形模型建模方法,下面根据试验数据建模并进行仿真对比验证。

3 验证及结果分析

某涡轴发动机在台架分别进行了小阶跃辨识试验和稳态常规试验。该发动机地面慢车状态控制 N_g ,地面慢车到空中慢车转速之间不允许稳态停留,空中慢车及以上控制 N_p 在 100% 转速。辨识试验只能辨识空中慢车以上的参数特性,加减速动态试验也在空慢以上状态开展。分别从辨识试验和加减速试验数据中用相应的方法求取动态系数,对比两者的一致性。该发动机扭矩传感器信号波动较大,噪声影响无法进行准确辨识,同时由于热电偶传感器特性非常复杂^[20],难以从普通的辨识试验准确获取动态特性,也难以从加减速数据中获取准确的 T_{45} 动态系数,故只对 N_g 和 p_3 动态系数进行对比,由 P_e, p_3 和 T_{45} 模型结构的一致性,可以证明方法的正确性。

根据式(9)和(14),可从辨识试验中得到不同转速下的 N_g 和 p_3 动态特性,计算出动态系数,同时从常规试验中动态数据中提取动态系数,发动机加减速特性存在差别,故选取正向阶跃辨识试验和加速试验数据。 N_g 和 p_3 动态系数对比分别如图3所示,所获取的动态系数一致,证明了推导的正确性。其中的偏差主要是台架辨识试验中阶跃量需要比较小,受到噪声的影响所引起的。

根据常规试验的稳态数据,建立平衡流形模型,燃油量(当前时刻值与设计点值的百分比)和总矩杆角度如图4所示。将模型仿真结果与试验数据进行对比,结果如图5~9所示,纵坐标各参数为当前时刻值与设计点值的百分比。



(b) Comparison of dynamic coefficient of p_3

Fig. 3 Comparison of dynamic coefficient of N_g and p_3 calculated between step and dynamic tests

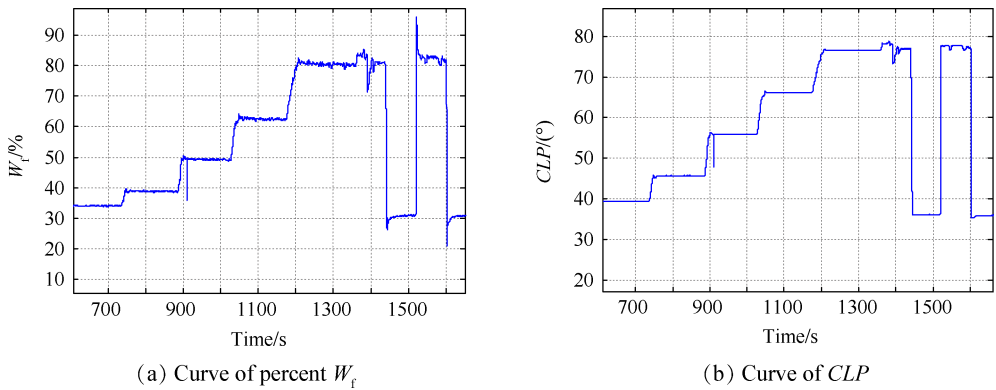


Fig. 4 Curve of percent W_f and CLP

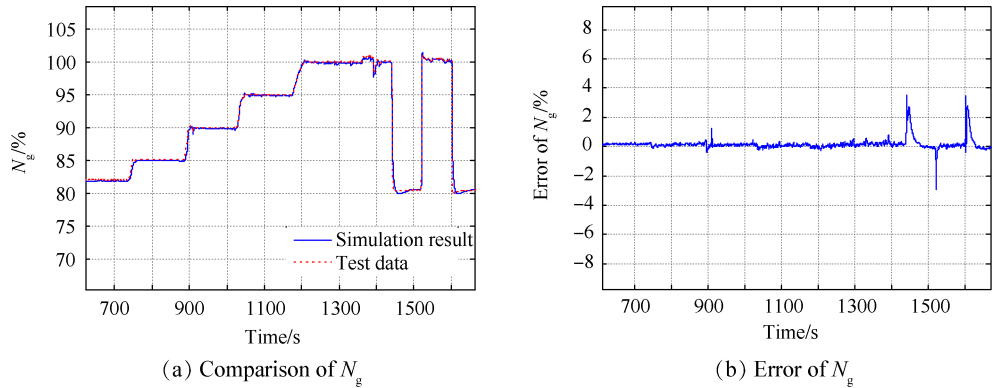


Fig. 5 Comparison and error of N_g between numerical simulation and test results

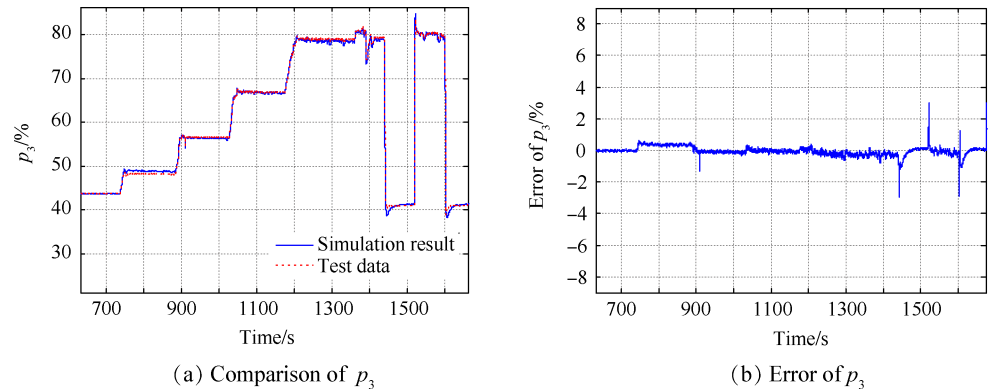


Fig. 6 Comparison and error of p_3 between numerical simulation and test results

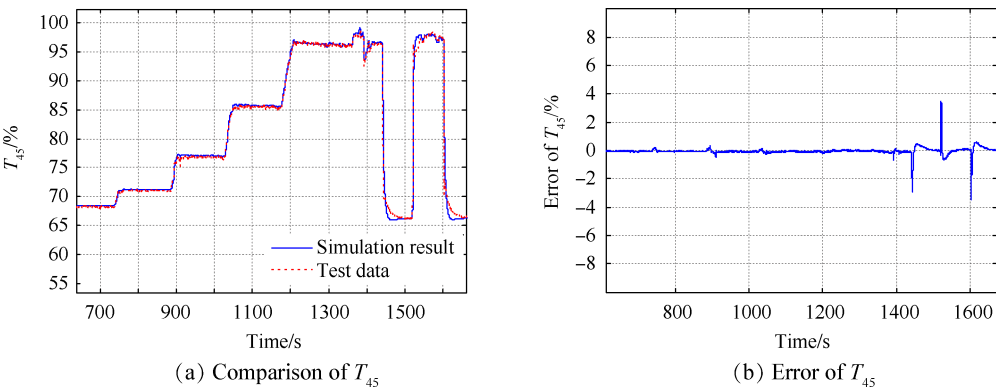


Fig. 7 Comparison and error of T_{45} between numerical simulation and test results

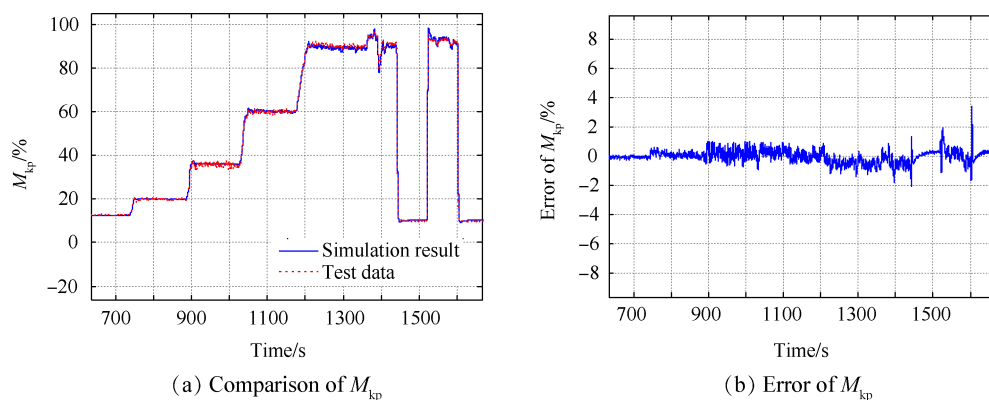


Fig. 8 Comparison and error of M_{kp} between numerical simulation and test results

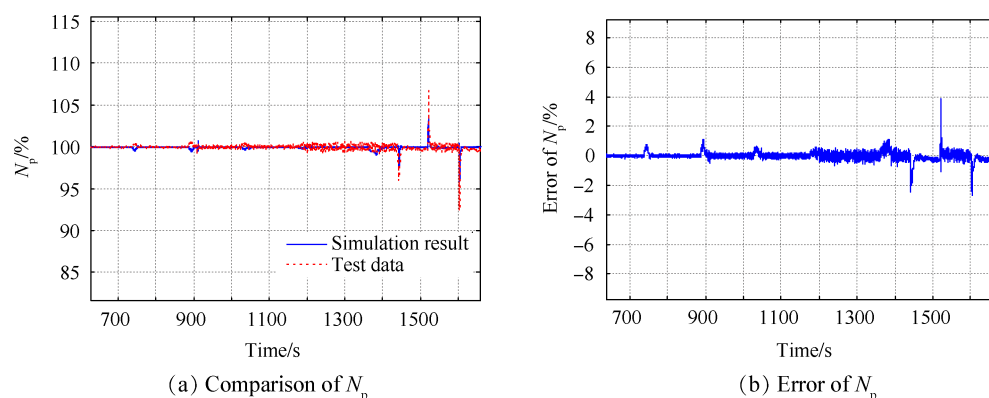


Fig. 9 Comparison and error of N_p between numerical simulation and test results

从模型仿真计算结果与试验数据对比可以看出,所建立的模型具有足够的精度,这说明本文所采用的思路是正确的,方法有效。计算结果与试验数据基本吻合,稳态误差不超过 1%,动态误差不超过 4%,可以满足工程需求。

4 结 论

本文对基于动态系数的涡轴发动机平衡流形建模方法进行了研究,可以得到如下结论:

(1)动态系数可以通过相应传递函数的比例增益及时间常数得到,也可以通过加减速试验得到,不依赖于特定的试验,该研究降低了平衡流形模型的建模难度,提供了从加减速动态数据中获取发动机线性模型特性的方法。

(2)建立的平衡流形模型,与台架试验对比,稳态误差小于 1%,动态误差小于 4%,有足够的精度,满足工程需要。

致 谢:感谢中国航发兰翔机械有限责任公司提供台架试验资源。

参考文献

[1] French M W. Development of a Compact Real-Time Tur-

bofan Engine Dynamic Simulation [R]. SAE-821401, 1982.

[2] 廉小纯. 航空燃气轮机原理(上、下册)[M]. 北京:国防工业出版社, 2001.

[3] 梁宁宁. 航空涡轴发动机建模与控制规律研究[D]. 南京:南京航空航天大学, 2011.

[4] 常博博, 苏三买, 刘美凤, 等. 辅助动力装置建模及数值仿真[J]. 航空动力学报, 2011, 26(9): 2122-2127.

[5] Rugh W J, Shamma J S. Research on Gain Scheduling [J]. *Automatica*, 2000, 36(10): 1401-1425.

[6] 李述清, 张胜修, 胡卫红. 航空涡扇发动机全包线平衡流形建模 [J]. 航空动力学报, 2011, 26(3): 537-542.

[7] 赵 辉, 牛 军, 姜云峰, 等. 基于平衡流形模型的航空发动机线性模型建模方法[J]. 推进技术, 2011, 32(3): 377-382. (ZHAO Hui, NIU Jun, JIANG Yun-feng, et al. Linear Modeling of Aero Engines Based on Equilibrium Manifold Model [J]. *Journal of Propulsion Technology*, 2011, 32(3): 377-382.)

[8] 隋岩峰, 于达仁. 涡轮发动机平衡流形展开模型辨识方法研究 [J]. 航空学报, 2007, 28(3): 531-534.

[9] 李华聪, 王 鑫, 韩小宝, 等. 航空发动机线性变参数建模方法研究[J]. 推进技术, 2007, 28(4): 418-421. (LI Hua-cong, WANG-Xin, HAN Xiao-bao, et

- al. Study of Aeroengine Linear Parameter Varying Modeling [J]. *Journal of Propulsion Technology*, 2007, 28(4): 418-421.)
- [10] 胡卫红, 李述清, 孙健国. 基于非线性系统平衡流形的某型涡扇发动机建模研究 [J]. 航空动力学报, 2010, 25(1): 213-217.
- [11] 周文祥, 黄金泉, 黄开明. 航空发动机简化实时模型仿真研究[J]. 南京航空航天大学学报, 2005, 37(2): 251-255.
- [12] 邢耀东, 黄金泉, 鲁 峰, 等. 涡轴发动机简化实时模型研究[J]. 航空发动机, 2012, 38(2): 15-18.
- [13] 徐 鑫, 张天宏, 盛汉霖. 基于动态系数法的微型涡喷发动机实时建模[J]. 中国机械工程, 2015, 26(2): 243-247.
- [14] 郑大钟. 线性系统理论[M]. 北京:清华大学出版社, 1990.
- [15] 樊思齐, 徐芸华. 航空推进系统控制[M]. 西安:西北工业大学出版社, 1995.
- [16] 樊思齐. 航空发动机控制(下册)[M]. 西安:西北工业大学出版社, 2008.
- [17] 索苏诺夫 切普金. 航空发动机和动力装置的原理、设计及计算[M]. 张之兰, 等, 译. 莫斯科:莫斯科国立航空学院, 2003.
- [18] 胡寿松. 自动控制原理(第五版)[M]. 北京:科学出版社, 2007.
- [19] 赵 辉. 基于平衡流形展开模型的航空发动机非线性控制方法研究[D]. 哈尔滨:哈尔滨工业大学, 2011.
- [20] 唐文彬. 某型涡桨发动机燃烧室温度场热电偶动态响应规律的技术研究[D]. 南京:南京航空航天大学, 2013.

(编辑:史亚红)