DOI: 10.3901/JME.2013.10.144

带有内构件错流移动床颗粒流动特性的数值模拟*

曹俊 金保昇 钟文琪 王恺 陶敏 张勇 陶贺

(东南大学能源热转换及其过程测控教育部重点实验室 南京 210096)

摘要: 为对错流移动床反应器设备的结构优化设计提供指导, 基于颗粒动力学理论, 建立固体颗粒在错流移动床的气固流动过程模拟的欧拉多相流三维数理模型。选用 Gidaspow 曳力模型、Schaeffer 摩擦应力模型、颗粒碰撞恢复系数 $e=0.80$ 等关键参数模型对分别安装有人字形、三角形和八字形内构件的错流移动床内颗粒流动特性进行了数值模拟研究, 探讨内构件对流型转变及颗粒流动产生的压力场、速度场的影响。结果表明, 三种内构件均能改善移动床内颗粒的流型(从漏斗流转变到整体流), 三角形内构件在本模拟中的效果最为理想; 三种内构件的加入均改变了颗粒对壁面压力的分布。在移动床上部, 内构件的加入使得压力均稍有增加, 在渐缩下料段, 三种内构件均减少了此段的压力峰值。

关键词: 错流移动床 欧拉多相流模型 内构件 气固流动

中图分类号: TK16

Numerical Simulation of the Particle Flow Characteristic in Cross-flow Moving Bed with Internals

CAO Jun JIN Baosheng ZHONG Wenqi WANG Kai TAO Min ZHANG Yong TAO He
(Key Laboratory of Energy Thermal Conversion and Control of Ministry of Education,
Southeast University, Nanjing 210096)

Abstract: Euler multiphase flow model based on the kinetic theory of granular flow is applied to simulate the particle flow behavior in a 3D numerical models cross-flow moving bed in order to optimize the reactor structure. The Gidaspow drag model, Schaeffer friction stress model and particle restitution coefficient 0.80 are chosen to investigate the cross-flow moving bed with three kinds of internals, herringbone, triangle and splayed. The influences of internal structure on flow transformation, pressure and velocity field are also studied. Results show that the particle flow improves and the pressure field distribution of particle force on the wall changes with the installation of different internals. The pressure of upper bed increases while the peak pressure of tapered feeding section decreases. The triangle internal shows the most ideal effect on the transformation from the funnel flow to the overall flow.

Key words: Cross-flow moving bed Euler multiphase flow model Internals Gas-solid flow

0 前言

移动床是一种介于固定床和流化床的颗粒床层, 它常常作为气固反应设备或热交换器, 广泛应用于冶金、化工、能源开发和环保等领域^[1]。常规的移动床按气固两相流动方向的不同主要有逆流、并流及错流三种。曹晏等^[2]对三种床型进行了详细的讨论, 发现错流移动床由于可以采用较大的通气

截面, 气相和固相物流路可分离, 因此在实际应用中, 错流移动床具有更大的优越性。移动床内颗粒的流动一般存在两种形式: 整体流和漏斗流。整体流的特点是床内颗粒以相对均匀的速度流动, 遵循先进先出原则, 整体流是移动床反应器内颗粒流动的理想形式。然而漏斗流则会产生先进后出的现象, 边壁速度很小, 甚至为零。在工业应用中, 出现流动异常和流速不稳定等现象基本都与漏斗流有关。颗粒的流动形式主要受物料的特性及床的几何结构影响。在物料一定的情况下, 为改变漏斗流的流动状态, 通常采用床内加装内构件的方法^[3-4]。

* 国家重点基础研究发展计划资助项目(973 计划, 2011CB201505)。
20130124 收到初稿, 20130406 收到修改稿

内构件的形状各异,有平板状、圆柱形、纺缍形和漏斗形等,在工业应用中还可以同时安装多个内构件。目前对内构件的尺寸和安装位置主要是根据经验来确定的,或者通过反复试验验证的方法确定的。虽然内构件已经在工业中有所应用,但是对安装内构件后床内的流动机理的研究并不多。STRUSCH 等^[5]通过试验研究了在料仓中三角形内构件的负荷和料仓壁面压力的分布。TUZUN 等^[6]通过试验研究了带有内构件的筒仓的壁面压力分布,并比较了填料和稳定卸料时壁面压力的不同。HARTL 等^[7]通过试验研究了叠锥型内构件在床内不同高度对颗粒流型以及对壁面压力的影响。但是试验方法具有一定的局限性,很多参量无法直接测量。而数值模拟则可以提供颗粒流动的细节以弥补试验的不足。YANG 等^[8]通过 DEM 模型模拟了两种不同的内构件在二维料仓中的卸料过程。并分析了不同形状内构件对固体流型以及壁面压力的影响。

欧拉多相流由于其计算相对简单且计算量较小,能大量地节约计算时间及计算资源,且其可行性及准确性也获得认可^[9]。本文基于颗粒动理学理论封闭的欧拉多相流模型,选用 Gidaspow 曳力模型、Schaeffer 摩擦应力模型、颗粒碰撞恢复系数 $e=0.80$ 等关键参数模型,对分别安装有人字形、三角形和八字形内构件的错流移动床内颗粒流动特性进行了数值模拟研究,探讨了内构件对流型转变及颗粒流动产生的压力场、速度场的影响,并用试验结果进行了验证。模拟结果为错流移动床反应器设备的结构优化设计提供了指导。

1 数学模型

1.1 基本假设

基于颗粒动理学理论,系统地建立了固体颗粒在错流移动床的气固流动过程模拟的欧拉多相流数理模型群,包括控制方程、相间相互作用力模型、本构方程、湍流模型、模型边界条件和数值求解方法。

根据错流移动床的特点作如下假设:将固体颗粒视为粒径相同;将固体颗粒视为连续介质;忽略装料过程中的影响,只考虑卸料过程;颗粒与壁面的摩擦足够小可以忽略;气体为理想气体。

1.2 控制方程

气相采用欧拉法, $k-\varepsilon$ 湍流双方程模型;固相应采用基于颗粒动理学理论封闭模型,建立连续方程和动量方程^[10-11]。

1.2.1 连续性方程

气相和颗粒相的连续性方程可以统一表示成

$$\frac{\partial}{\partial t}(\alpha_q \rho_q) + \nabla \cdot (\alpha_q \rho_q \mathbf{v}_q) = 0 \quad (1)$$

式中, α 为体积分数,代表了每相所占据的空间, ρ 和 $\mathbf{v}$ 分别表示密度和瞬时速度,下标 $q(q=g, s)$ 代表气相或固体相。

1.2.2 动量方程

气相的动量方程为

$$\frac{\partial}{\partial t}(\alpha_g \rho_g \mathbf{v}_g) + \nabla \cdot (\alpha_g \rho_g \mathbf{v}_g \mathbf{v}_g) = -\alpha_g \nabla p + \alpha_g \rho_g \mathbf{g} - \beta(\mathbf{v}_g - \mathbf{v}_s) + \nabla \cdot \alpha_g \boldsymbol{\tau}_g \quad (2)$$

$$\boldsymbol{\tau}_g = \alpha_g \mu_g [\nabla \mathbf{v}_g + (\nabla \mathbf{v}_g)^T] - \frac{2}{3} \alpha_g \mu_g (\nabla \cdot \mathbf{v}_g) \mathbf{I} \quad (3)$$

固体相动量方程为

$$\frac{\partial}{\partial t}(\alpha_s \rho_s \mathbf{v}_s) + \nabla \cdot (\alpha_s \rho_s \mathbf{v}_s \mathbf{v}_s) = -\alpha_s \nabla p + \alpha_s \rho_s \mathbf{g} - \beta(\mathbf{v}_s - \mathbf{v}_g) + \nabla \cdot \alpha_s \boldsymbol{\tau}_s + \alpha_s \rho_s (\mathbf{F}_{\text{lift},s} + \mathbf{F}_{\text{vm},s}) \quad (4)$$

$$\boldsymbol{\tau}_s = \mu_s [\nabla \mathbf{v}_s + (\nabla \mathbf{v}_s)^T] + \left(\lambda_s - \frac{2}{3} \right) \nabla \cdot \mathbf{v}_s \mathbf{I} \quad (5)$$

式中 $\mathbf{g}$ ——重力加速度

p ——流体压力

β ——气固相间动量传递函数

$\mathbf{I}$ ——单位张量

λ_s ——体积黏度

$\mathbf{F}_{\text{lift},s}$ ——升力

$\mathbf{F}_{\text{vm},s}$ ——虚拟质量力

$\boldsymbol{\tau}$ ——应力张量

μ_g ——气体湍流动力黏度

颗粒在移动床流场中的气固相间动量主要受曳力的作用。本文选用 Gidaspow 曳力模型^[12]。Gidaspow 曳力模型在浓相采用 Ergun 公式^[13]计算,在稀相则采用 Wen-Yu 公式^[14]计算

$$K_{gs} = (1 - \varphi_{gs}) K_{\text{Ergun}} + \varphi_{gs} K_{\text{Wen-yu}} \quad (6)$$

式中, K_{gs} 为气固动量交换系数, φ_{gs} 为避免 Ergun 方程与 Wen-Yu 方程过渡的不连续性, Gidaspow 引进的一个选择函数使两个方程平滑而快速过渡

$$\varphi_{gs} = \frac{\arctan[150 \times 1.75 \times (0.2 - \alpha_s)]}{\pi} + 0.5 \quad (7)$$

1.2.3 颗粒动理学模型

为求解连续性方程和动量方程,需要对其中的未知项如固体相压力、径向分布函数、虚拟温度等进行正确表达,以构成封闭数学模型。

固体相压力 p_s 单位时间内通过单位面积交换的颗粒动量, 即为颗粒的法向应力^[15]

$$p_s = \alpha_s \rho_s \Theta_s + 2\rho_s(1+e)\alpha_s^2 \mathbf{g} \Theta_s + f \quad (8)$$

式中 f ——摩擦应力

e ——碰撞恢复系数

Θ_s ——虚拟温度, 它是颗粒脉动速度的量度

$$\frac{3}{2}\Theta_s = \frac{1}{2} \langle \mathbf{v}'_s \cdot \mathbf{v}'_s \rangle \quad (9)$$

式中, $\mathbf{v}'_s$ 为颗粒脉动速度。

径向分布函数 g_0 表示颗粒所占体积对颗粒间碰撞概率的影响, 本文研究模型中, 径向分布函数采用如式(10)所示^[16]

$$g_0 = \left[1 - \left(\frac{\alpha_s}{\alpha_{s,\max}} \right)^{1/3} \right]^{-1} \quad (10)$$

固相颗粒切应力 μ_s 包括 Gidaspow 模型和 Syamlal 模型两种不同的形式, 本论文采用 Gidaspow 模型, 且摩擦应力采用 Schaeffer 摩擦应力模型^[12]。

$$\mu_s = \frac{4}{5} \alpha_s \rho_s g_0 (1+e) \sqrt{\frac{\Theta_s}{\pi}} + \frac{10 \rho_s d_s \sqrt{\pi \Theta_s}}{96 \alpha_s (1+e) g_0} \left[1 + \frac{4}{5} \alpha_s g_0 (1+e) \right]^2 + \frac{p_s \sin \varphi}{2 \sqrt{I_{2D}}} \quad (11)$$

式中, θ 为内摩擦角, I_{2D} 为偏应力张量的第二不变式。

体积黏度 λ_s 表示颗粒压缩和扩张的抵抗力, 由颗粒碰撞的法向力决定, 本文采用 LUN 等^[17]提出的表达式

$$\lambda_s = \frac{4}{3} \alpha_p^2 \rho_p g_0 (1+e) \sqrt{\frac{\Theta_s}{\pi}} \quad (12)$$

由以上各变量, 从动能理论得到的颗粒相能量平衡方程可表示为

$$\frac{\partial}{\partial t} (\alpha_s \rho_s \Theta_s) + \nabla \cdot (\alpha_s \rho_s \Theta_s \mathbf{v}_s) = \frac{2}{3} [(-p_s \mathbf{I} + \boldsymbol{\tau}_s) : \nabla \mathbf{v}_s + \nabla \cdot (k_{\Theta_s} \nabla \Theta_s) - \gamma \Theta_s + \phi_{gs}] \quad (13)$$

式中 k_{Θ_s} ——颗粒动理学温度的扩散系数

γ ——颗粒非弹性碰撞导致的耗散率

ϕ_{gs} ——气体和颗粒间脉动能交换

1.2.4 湍流模型

气固两相湍流的预测从标准 $k-\varepsilon$ 湍流模型获得, 湍动能 k 方程和湍动能耗散率 ε 方程分别如下。

k 方程

$$\frac{\partial}{\partial t} (\rho_m k) + \nabla \cdot (\rho_m \mathbf{v}_m k) = \nabla \cdot \left(\frac{\mu_{t,m}}{\sigma_k} \nabla k \right) + G_{k,m} - \rho_m \varepsilon \quad (14)$$

ε 方程

$$\frac{\partial}{\partial t} (\rho_m \varepsilon) + \nabla \cdot (\rho_m \mathbf{v}_m \varepsilon) = \nabla \cdot \left(\frac{\mu_{t,m}}{\sigma_\varepsilon} \nabla \varepsilon \right) + \frac{\varepsilon}{k} (C_{\varepsilon 1} G_{k,m} - C_{\varepsilon 2} \rho_m \varepsilon) \quad (15)$$

式中, ρ_m 、 $\mathbf{v}_m$ 分别为混合密度、混合速度, $\mu_{t,m}$ 为混合物的湍流黏度, $G_{k,m}$ 为由混合速度梯度引起的湍动能产生项; 湍流模型系数数值如下: $C_{\varepsilon 1}=1.44$, $C_{\varepsilon 2}=1.92$, $\sigma_k=1.30$, $\sigma_\varepsilon=0.09$ 。

2 模拟对象及计算参数

模拟采用带有渐缩下料段的矩形错流移动床, 如图 1 所示, 床深(气流方向) L 和床宽 D 均为 200 mm, 床高 $H=600$ mm。气体从左侧入口进入床内, 通过多孔板气体分布器进入颗粒层, 由右侧出口排出。下料段倾角 $\theta=30^\circ$, 对于出口采用渐缩下料段 60 mm×60 mm, 计算网格由 Gambit 生成, 采用结构与非结构混合的三维网格, 网格数约为 88 万, 对气体入口, 气体出口以及下料段区域采用非结构网格, 其他区域采用结构网格。变化不同的内构件得到不同结构的移动床, 如图 2 所示。

图 1 错流移动床的几何图形

本文采用非稳态模拟不同错流移动床结构中的气固流动特性, 以揭示床内颗粒的流动情况。将反应器气体入口边界条件设为速度入口边界条件, 气体速度为 1.2 m/s, 气体出口边界条件设为压力出口边界条件并且出口截面处的压力选为大气压; 颗粒入口边界条件设为压力进口边界条件, 颗粒出口边界条件设为压力出口边界条件, 并将壁面条件设

图 2 移动床内构件结构图(mm)

为无滑移、无渗透的壁面, 时间步长为 0.000 1 s, 收敛标准 10^{-5} 。

3 模拟结果与分析

3.1 内构件对卸料速度的影响

图 3 为不同移动床结构内的颗粒速度分布情况。图 3a 为当无内构件时颗粒的速度分布, 图 3b~3d 分别表示当移动床装有不同内构件时颗粒的速度分布。

由图 3 可以看出, 靠近移动床床壁的颗粒由于存在与壁面摩擦力, 其速度明显低于同一高度床内其他位置颗粒的速度。在 $t=0.1$ s 时, 当移动床反应器中无内构件时, 如图 3a 所示, 整个反应器中颗粒速度分别呈现中心快而两边慢的现象, 即漏斗流, 而当加入内构件后, 由于内构件与颗粒存在壁面摩擦力, 内构件处速度较小, 除内构件周围移动床反应器的床体也为中间速度大而两边速度小, 但是在渐缩下料段上部同一床层颗粒速度已几乎相同。当 $t=0.14$ s 时, 安装内构件的反应器同一床层速度相同的区域进一步扩大, 且在内构件周围以及内构件上部速度迅速减小。其中图 3b 为人字形内构件移动床内颗粒速度分布情况。可以看出随着卸料时间的增加, 由于内构件的作用, 中心的速度相对较小, 而两边的颗粒速度反而增加, 这使得床内的漏斗流成功的转变成了整体流; 图 3c 为带有八字内构件的移动床内颗粒的流动速度情况。由图 3c 可以看出, 当在 $t=0.14$ s 时, 由于八字内构件的存在, 内构件的上方颗粒速度分布较为均匀, 整个物料均匀的下降, 在内构件附近, 由于八字形的特殊形状, 颗粒的速

(a) 无内构件

(b) 人字形内构件

(c) 八字形内构件

(d) 三角形内构件

图 3 不同移动床结构颗粒速度分布图

度在八字形内构件内明显加快, 而在内构件左右两侧速度较小, 在内构件下方附近, 颗粒速度分布呈抛物线状, 在下料段附近, 颗粒速度分布较为均匀; 图 3d 表示了三角形内构件的移动床中颗粒速度分

布。可以看出由于三角形构件的加入,颗粒速度较为均匀,颗粒流过内构件时,中心速度变得缓慢,速度梯度变小,在最后进入下料段,由于下料段的形状使得中心处颗粒速度较边壁处快,而且颗粒通过时没有像前两种内构件一样产生较大的速度梯度。

三种内构件的加入均能很好地改变流体的流型,与无内构件相比,一段时间以后,移动床上部和下料段附近颗粒的速度在除边壁附近的区域已趋于相同。

内构件可以改善颗粒流动形态,是因为除八字形内构件外内构件的加入使床内中心区域颗粒水平速度有所提高,有利于颗粒的水平运动,耗散了中心区域颗粒的部分能量,从而使得中心处颗粒的垂直速度减小,从而使得床内流动向整体流转变。因此由上可知,在本模拟中三角形和人字形内构件作为改变移动床反应器的改流体效果较为理想。

3.2 内构件对应力分布的影响

为进一步了解内构件在改变流体流型的同时对移动床反应器的影响,本文研究了不同内构件对移动床反应器的壁面压力分布的影响。图4为移动床内无内构件和安装不同内构件时不同高度下的垂直压力分布。

图4 无内构件和安装不同内构件时不同高度下的垂直压力分布

由图4可以看出,在没有加入内构件时,压力随着颗粒深度的增加而增加,并且在渐缩下料段压力到达最大为53 Pa。加入八字形内构件后,在床层的上部,安装了内构件的反应器壁面所承受的压力明显变大,这主要是因为八字形内构件的加入使颗粒速度在径向的速度流动变得剧烈,特别是在内构件处,在反应器的下部特别是渐缩下料段压力峰值较无内构件时要小;当加入三角形内构件时,在三角形内构件的安装处,壁面压力产生了一个小的峰值,且在渐缩下料段产生的压力较无内构件时要

小;而安装人字形内构件后在移动床反应器壁面所受的压力与无安装内构件时极为相似,但是压力相对较小。

3.3 试验验证

在与模拟条件完全相同的工况下进行试验,为能更明显的观察试验,不同结构的移动床均采用有机玻璃,且在装料过程中每隔100 mm处,即添加一定数量的示踪颗粒,试验结果如图5所示。

图5 不同移动床结构中颗粒的流型

图5为不同移动床结构中颗粒的流型,其中图5a为无内构件时移动床中颗粒的流动情况,图5b~5d为分别安装有人字形、八字形和三角形内构件时移动床中颗粒的流动情况。由图5可以看出人字形和三角形内构件的加入可以很好将无内构时的类似漏斗流流型转变为整体流,而八字形内构件的加入对颗粒的流型稍有改变,但是效果不佳。图6为不同移动床结构示踪颗粒的位置图,由图6可以看出

图6 不同移动床结构示踪颗粒位置图

三种内构件的加入均可以改善反应器中颗粒的流型, 其中安装三角形内构件的移动床内颗粒的流动速度梯度最小, 改善的效果最好。

4 结论

错流移动床具有气固接触面积大、处理气量大、压降小、催化吸附反应速率快等优点, 但是在颗粒流动过程中易出现漏斗流。为优化移动床反应器设备的结构设计, 本文基于欧拉多相流模型, 建立了气固两相流在错流移动床的气固流动的三维数理模型, 其中气相采用标准 $k-\varepsilon$ 湍流模型, 固相采用基于颗粒动力学理论封闭模型, 采用 Gidaspow 曳力模型、Schaeffer 摩擦应力模型、颗粒碰撞恢复系数约为 0.8 等关键参数对三种内构件的速度分布和压力分布进行了研究。

(1) 三种内构件均可以很好的改善移动床反应器中颗粒的流动状况, 将漏斗流改为整体流。其中八字形内构件的改善效果相对较差, 三角形和人字形内构件对颗粒的流型的改善均能满足要求, 但是在本模型中由于三角形的尺寸相对较小, 所以在改变流体流型过程中速度梯度变化较小。

(2) 三种内构件的加入均增加了移动床反应器上部壁面压力, 特别是在三角形内构件安装 0.2 m 处壁面压力产生了一个小的峰值。在渐缩下料段三种内构件的加入均能减小壁面压力的峰值。

参 考 文 献

- [1] 蔡九菊, 董辉, 傅巍. 竖式移动床颗粒流动的研究[J]. 东北大学学报, 2007, 28(11): 1599-1604.
CAI Jiuju, DONG Hui, FU Wei. Study on particle flow in shaft moving beds[J]. Journal of Northeastern University, 2007, 28(11): 1599-1604.
- [2] 曹晏, 张守玉, 张建民, 等. 移动床热煤气脱硫气固反应过程模拟(III): 错流及逆、并流移动床反应器的比较[J]. 燃料化学学报, 1999, 27(6): 517-521.
CAO Yan, ZHANG Shouyu, ZHANG Jianmin, et al. Simulation of hot gas desulfurization reaction in moving bed reactor(III): Behavior comparison of cross flow, concurrent flow and countercurrent flow moving beds[J]. Journal of Fuel Chemistry and Technology, 1999, 27(6): 517-521.
- [3] THURLOW G G. Rapporteur's report[C/CD]//Proc. of Fluidized Combust. Conf., Institute of Energy, London, 1975.
- [4] JONHANSON J R. The placement of inserts to correct flow in bins[J]. Powder Technology, 1968(6): 328-333.
- [5] STRUTSCH J, SCHWEDES J. The use of slice element methods for calculating insert loads[J]. Bulk Solids Handling, 1994, 14: 505-512.
- [6] TUZUN U, NEDDERMAN R M. Gravitational flow of granular materials round obstacles- II (investigation of the stress profiles at the wall of a silo with inserts)[J]. Chemical Engineering Science, 1985, 40(3): 337-351.
- [7] HARTL J, OOI J Y, ROTTER J M, et al. The influence of cone-in-cone insert on flow pattern and wall pressure in a full-scale silo[J]. Particle Technology, 2008, 86(4): 370-378.
- [8] YANG S C, HSIAU S S. The simulation and experimental study of granular materials discharged from a silo with the placement of inserts[J]. Powder Technology, 2001, 120: 244-255.
- [9] 陆慧林, 赵广博, 刘文铁, 等. 垂直管内气固两相流数值模拟计算-颗粒动力学理论方法[J]. 机械工程学报, 1999, 35(5): 75-79.
LU Huilin, ZHAO Guangbo, LIU Wentie, et al. Computational modeling of gas particulate flow in a vertical riser-kinetic theory approach of granular flow[J]. Chinese Journal of Mechanical Engineering, 1999, 35(5): 75-79.
- [10] LDSCHMIDT M J V, BEETSTRA R, KUIPERS J A M. Hydrodynamic modelling of dense gas-fluidised beds: Comparison and validation of 3D discrete particle and continuum models[J]. Power Technol, 2004, 142: 23-47.
- [11] ONG W, ZHANG M, JIN B, et al. Flow behaviors of a large spout-fluid bed at high pressure and temperature by 3D simulation with kinetic theory of granular flow[J]. Power Technol., 2007, 175: 90-103.
- [12] GIDASPOW D, BEZBURUAH R, DING J. Hydrodynamics of circulation fluidized beds, kinetic theory approach[C]//Fluidization VII, Proceedings of the 7th Engineering Foundation Conference on Fluidization, Brisbane, Engineering Foundation, New York, 1992: 75-82.
- [13] ERGUN S. Fluid flow through packed columns[J]. Chemical Engineering Progress, 1952, 48: 89-94.
- [14] WEN C Y, YU Y H. Mechanics of fluidization[J]. Chemical Engineering Progress Symposium Series, 1966,

- 62: 100-111.
- [15] GIDASPOW D. Multiphase flow and fluidization: Continuum and kinetic theory description[M]. Boston: Academic Press, 1994.
- [16] OGAWA S, UMEMURA A, OSHIMA N. On the equation of fully fluidized granular materials[J]. Journal of Applied mathematics and Physics, 1980, 31: 483.
- [17] LUN C K K, SACAGE S B, JEFFREY D J, et al. Kinetic theories for granular flow: Inelastic particles in couette flow and slightly inelastic particles in a general flow field[J]. J. Fluid Mech., 1984, 140(4): 223-256.
- 作者简介: 曹俊, 女, 1987 年出生, 博士研究生。主要研究方向为固体废弃物焚烧烟气净化。
- E-mail: caojunxm@126.com
- 金保昇(通信作者), 男, 1961 年出生, 教授, 博士研究生导师。主要研究方向为洁净煤和生物质能源发电。
- E-mail: bsjin@seu.edu.cn

第 2 届上银优秀机械博士论文奖——佳作奖

仿生机器鱼推进机理实验与控制研究

作者: 文力

毕业学校: 北京航空航天大学

指导教师: 王田苗

为未来仿生水下航行器的高效游动提供定量的试验测量手段、科学的测量结果和高效的游动控制方法, 围绕仿生机器鱼的推进效率, 从以下几个方面进行研究并取得相关的成果。

针对传统试验研究中存在的不足, 提出一种新的基于“自主推进”条件的试验测量方法, 通过光机电一体化技术同步测量了机器鱼的功耗、外力以及流场结果, 并定量估算机器鱼的推进效率。测量结果表明, 机器鱼的推进效率与前人的 3D-CFD 数值计算、有限展长振动翼试验取得较为一致的结果。而由于黏性与三维非定常效应的缘故, 传统的细长体理论、修正细长体理论及二维振动翼测量结果均高估了鱼类游动的推进效率。

在测量平台基础上, 系统研究不同运动模式对机器鱼的速度、效率、功耗及流动结构的影响, 并从工程学和比较生物学的角度分别讨论如何提高机器鱼推进性能和活鱼的运动模式比较这两方面问题。系统研究几项关键的运动学参数对机器鱼的推进速度与推进效率的影响。试验结果表明机器鱼获得最高推进效率为 43.3%, 而机器鱼最高自主推进速度对应的斯特劳哈数 $Sr=0.375$, 该结果定量地展示出目前机器鱼距离真实鱼类(鱼类游动的 $0.25 < Sr < 0.35$)游动性能的差距。从流动结构的角度分析, PIV 测量结果显示机器鱼游动时将脱落两类不同的涡结构: 单列反卡门涡与双列 V 型涡, 且在大多数情况下机器鱼在“自主推进”时将脱落双列 V 型涡, 该流动结构与活鱼游动时产生的单列反卡门涡不同。在几个关键运动参数中, Sr 数与尾鳍转动角度对机器鱼的流动结构影响较大, 而波长与振幅对流动结构的影响相对较小。结合推进效率测量结果与流场分析发现, 机器鱼脱落单列反卡门涡结构时的推进效率高于双列 V 型涡结构, 而通过主动调整尾鳍转动角度可有效改善机器鱼的尾迹结构(使双列涡转化为单列涡)从而提高推进效率。

试验结果表明, 相比其余两种运动模式(鳗鲡, 鲹科), 金枪鱼推进模式在达到最高的推进速度的也收获了最高的推进效率。虽然在启动阶段鳗鲡运动模式的速度明显高于另两种运动模式(鳗鲡, 鲹科)的速度, 但其稳态游动阶段的速度与推进效率均最低。这也与 BORAZAJANI 的猜想相符: 鱼类的运动模式与其 Re 数具有不可分割的关系, 快速游动在高雷诺数条件下鱼类的运动模式确有可取之处。

由于传统机器鱼运动控制算法未考虑机器鱼游动过程中的推进效率, 结合经典的抗力理论与大振幅细长体理论建立机器鱼的推进理论模型。通过仿真结果分析并讨论无量纲运动参数与推进性能之间存在的关系, 发现 Sr 数与尾鳍相对攻角之间的协调控制是提高并保持高推进效率的关键, 在此基础上建立基于无量纲参数的模糊控制方法。基于推进理论模型的仿真结果显示, 相比机器鱼传统的控制方法, 模糊控制获具有更好的速度动态性能与更高的推进效率。

通过对金枪鱼尾形状的振动翼进行水动力学测试, 指导并设计出以续航能力为目的的仿生水下航行器工程化平台 SPC-3。SPC-3 游动性能测试结果表明, 在同样的游动速度下 SPC-3 下比传统螺旋桨推进器的功耗低 7%。在太湖的水质监测应用中 SPC-3 取得了 13 h 的续航时间与 49 km 的航程, 平均速度达 1.12 m/s。以上研究成果将为未来高速、高效率、长航程的仿生水下航行器提供合理的模型试验测量方法并奠定高效游动控制的基础。