

考虑颗粒动态尺度影响的固液相间阻力修正模型研究

张自超^{1,2} 张利红^{2,3} 李延频^{2,3}

(1. 华北水利水电大学工程实践与创新中心, 郑州 450045;
2. 华北水利水电大学河南省流体机械工程技术研究中心, 郑州 450045;
3. 华北水利水电大学能源与动力工程学院, 郑州 450045)

摘要: 阻力模型是影响悬移质固液两相流固相浓度分布计算结果的重要因素, 现有的相间阻力模型未考虑颗粒动态尺度引起的周围流体湍流强度改变对颗粒运动和扩散的影响, 导致固相浓度计算结果与试验值相比仍有误差。为此, 针对悬移质固液两相流, 采用流体湍流强度变化率与颗粒动态尺度的表达式, 对 MTE - Wen - Yu 模型进行修正得到改进的 PDS - MTE - Wen - Yu 模型。通过圆管内固液两相流数值计算对改进模型进行了验证。结果表明, 在不同进口流速、不同进口固相浓度和不同固相颗粒粒径时, 相比于 Wen - Yu 模型和 MTE - Wen - Yu 模型, PDS - MTE - Wen - Yu 模型计算得到的固相浓度分布与试验值更加吻合, 计算精度更高。在湍流核心区, PDS - MTE - Wen - Yu 模型和 MTE - Wen - Yu 模型的计算精度基本相同; 但在近壁区内, PDS - MTE - Wen - Yu 模型具有更高的计算精度。但是, 随着颗粒粒径和固相浓度的增大, 由于大粒径颗粒的惯性增大, 湍流改变对颗粒的影响随之降低, PDS - MTE - Wen - Yu 模型的计算误差逐渐增大。在固液两相流压力场计算时, MTE - Wen - Yu 模型和 PDS - MTE - Wen - Yu 模型计算得到的压力降基本相同, 都更接近试验值, 但仍存在一定的误差。因此, PDS - MTE - Wen - Yu 模型具有较高的计算精度, 更适用于固相颗粒粒径较小的低浓度悬移质固液两相流固相浓度和小流速、低浓度固液两相流压力场的计算。

关键词: 固液两相流; 悬移质; 阻力修正模型; 颗粒动态尺度; 湍流修正函数

中图分类号: TH311 **文献标识码:** A **文章编号:** 1000-1298(2026)01-0262-11

OSID:



Investigation on Drag Force Modification Model Considering Influence of Particle Dynamic Scale for Solid-liquid Two-phase Flow

ZHANG Zichao^{1,2} ZHANG Lihong^{2,3} LI Yanpin^{2,3}

(1. Center for Engineering Practice and Innovation, North China University of Water Resources and Electric Power, Zhengzhou 450045, China
2. Henan Fluid Machinery Engineering Technology Research Center, North China University of Water Resources and Electric Power, Zhengzhou 450045, China
3. College of Energy and Power Engineering, North China University of Water Resources and Electric Power, Zhengzhou 450045, China)

Abstract: The drag force model of Euler-Euler two-phase flow numerical method is an important factor affecting the calculation results of the solid concentration distribution in suspended load sediment solid-liquid two-phase flow. The existing interphase drag force model does not consider the influence of the turbulence intensity change of the surrounding fluid caused by the particle dynamic scale on the movement and diffusion of particle, resulting in the calculated error of the solid concentration compared with the experimental value. To this end, the improved drag force modified model PDS - MTE - Wen - Yu model was obtained by modifying the MTE - Wen - Yu model with the correlation expression of the fluid turbulence intensity change ratio and particle dynamic scale for sediment-laden flow. The improved drag force modified model was verified by the solid-liquid two-phase flow numerical simulation in circular pipes. The results showed that for the numerical simulations of solid-liquid two-phase flow with different particle diameters, different flow velocities and different solid concentrations, the solid concentration

收稿日期: 2024 - 09 - 24 修回日期: 2024 - 10 - 17

基金项目: 国家自然科学基金项目(51909094)

作者简介: 张自超(1987—), 男, 副教授, 博士, 主要从事两相流体动力学研究, E-mail: zhangzichaozzc@126.com

distribution calculated by the PDS – MTE – Wen – Yu model was more consistent with the experimental values and the calculation accuracy was higher compared with that of the Wen – Yu model and MTE – Wen – Yu model. The calculation accuracy of PDS – MTE – Wen – Yu model and MTE – Wen – Yu model was basically the same in the turbulent core region, while the PDS – MTE – Wen – Yu model owned higher calculation accuracy in the near-wall region. However, the calculation error of the solid concentration distribution obtained by PDS – MTE – Wen – Yu model was gradually increased with the increase of particle diameter because of the increased inertia of large size particle and the decrease influence of turbulence intensity change on large size particle. For the pressure field of solid-liquid two-phase flow, the pressure drop calculated by the MTE – Wen – Yu model and the PDS – MTE – Wen – Yu model was basically the same. Both of them were closer to the experimental values compared with the Wen – Yu model, but there were still some errors with the experimental values. Therefore, the PDS – MTE – Wen – Yu model owned higher calculation accuracy. It was more suitable for the solid concentration calculation in the suspended load sediment solid-liquid two-phase flow with small diameter particle and the pressure field calculation of the solid-liquid two-phase flow with the small flow velocity and the low solid concentration.

Key words: solid-liquid two-phase flow; suspended load sediment; drag force modification model; particle dynamic scale; turbulence correction function

0 引言

固液两相流数值模拟方法的计算精度直接关系到水力机械固液两相流场结果的可靠性和准确性,提高水力机械内悬移质固液两相流数值模拟的计算精度具有重要意义。

欧拉-欧拉模型是适用于低浓度、小粒径颗粒的常用固液两相流数值计算方法^[1]。其中,相间作用力项的阻力模型表达了两相间动量传递,直接影响固相浓度分布^[2-3]。

由于模化方法、影响因素和使用条件的不同,产生了不同的阻力模型^[4-5]。不同的学者会选择不同的固液相间阻力模型^[2-3,6-8],其中,Wen – Yu 阻力模型被推荐用于含沙浓度较小的固液两相流数值计算^[9-10]。但是,Wen – Yu 模型忽略了流动流体的湍动对阻力的影响。而湍动强烈的流体对小粒径悬移质颗粒的影响尤为显著^[4,11-12]。因此,Wen – Yu 模型并不适合于湍动强烈的悬移质固液两相流场数值计算。

为此,ZHANG 等^[13]综合考虑惯性项和湍流强度对阻力系数的影响,建立了新的 MTE (Modified turbulent effect) – Wen – Yu 模型,明显提高了悬移质固液两相流的固相浓度分布计算精度。但是,MTE – Wen – Yu 模型的计算结果与试验值仍有一定的误差。因为 MTE – Wen – Yu 模型仅考虑了液相湍流强度对固相颗粒的影响,并没有考虑颗粒粒径对液相湍流强度的影响,导致计算得到的液相湍流强度不准确,进而影响悬移质固液两相流固相浓度的计算结果。

对于惯性较大的大粒径颗粒,可以忽略颗粒周

围流体湍流强度改变对于颗粒运动的影响,因为大颗粒周围流体湍流强度的微弱改变不足以对大颗粒的运动、扩散和分布产生影响,流体湍流强度对颗粒运动的影响可以忽略^[14-16]。但是,对于惯性较小的小粒径颗粒,周围流体湍流强度的微弱改变就会影响其运动和扩散,因此,忽略粒径引起的湍流强度改变对颗粒运动和扩散的影响并不合理。

而颗粒对周围流体湍动强度的影响是通过其与含能涡的相互作用体现出来的^[17-20]。小粒径具有削弱流体湍流强度的作用,而大粒径具有增强作用^[21-22],因为易被流体含能涡带动的小颗粒消耗了颗粒周围流体的部分动能使其湍流强度减弱,而较大颗粒则由于产生尾涡反而增强了周围流体的湍流强度^[21-24]。而颗粒与含能涡的这种相互作用以颗粒动态尺度来衡量,颗粒动态尺度即粒径与含能涡特征尺寸的比值^[25]。

张自超等^[26]根据流体湍流平衡流动理论,采用变量间多元回归分析方法,建立了流体湍流强度变化率与颗粒动态尺度的关系式,并验证了所建立关系式的准确性。但是,该湍流强度变化率与颗粒动态尺度的关系式未被用于相间阻力中,导致未考虑颗粒粒径带来的湍流强度改变对颗粒运行、扩散的影响。

因此,为了考虑颗粒动态尺度对湍流强度影响,针对悬移质固液两相流,本文采用颗粒周围流体湍流强度与颗粒动态尺度关系式对 MTE – Wen – Yu 模型进行修正,得到新的阻力修正模型,并用于计算不同流动和不同固相颗粒条件下的圆管内悬移质固液两相流固相浓度分布,通过与固相浓度分布的试验结果、Wen – Yu 模型和 MTE – Wen – Yu 模型的计

算结果做对比,验证 PDS - MTE - Wen - Yu 模型的准确性。

1 控制方程

欧拉-欧拉两相流数值模拟方法的控制方程为^[13]

$$\frac{\partial}{\partial t}(\alpha_k \rho_k) + \frac{\partial}{\partial x_j}(\alpha_k \rho_k v_{kj}) = \frac{\partial}{\partial x_j} \left(\rho_k \kappa \frac{\partial \alpha_k}{\partial x_j} \right) \quad (1)$$

$$\begin{aligned} &\frac{\partial}{\partial t}(\alpha_k \rho_k v_{ki}) + \frac{\partial(\alpha_k \rho_k v_{ki} v_{kj})}{\partial x_j} = \\ &-\alpha_k \frac{\partial p}{\partial x_i} + \frac{\partial}{\partial x_j} \left[\alpha_k (\mu_k + \mu_{t,k}) \left(\frac{\partial v_{kj}}{\partial x_i} + \frac{\partial v_{ki}}{\partial x_j} \right) \right] + \\ &\frac{\partial}{\partial x_i} \left(\left(\alpha_k \lambda_k - \frac{2}{3} \alpha_k \mu_k \right) \frac{\partial v_{kj}}{\partial x_j} \right) + \alpha_k \rho_k g_i + F_i \end{aligned} \quad (2)$$

- 其中
- $\alpha_l + \alpha_s = 1$
- 式中 k ——某一相(l 为液相, s 为固相)
- α ——体积分数 μ_t ——湍动粘度
- p ——压强 λ_k ——应力
- F_i ——相间作用力 g_i ——体积力
- κ ——泥沙扩散系数 ρ ——密度
- t ——时间 μ_k ——动力粘度
- x_i, x_j, x_k ——3 个坐标分量
- v_{ki}, v_{kj} ——速度梯度

2 阻力模型

动量方程式(2)中作用力项 F_i 包含了相间阻力,表达了相间的阻力或拖拽力,其计算公式为

$$F_d = \frac{3}{4} C_D \frac{\alpha_s \alpha_l \rho_l |\mathbf{v}_s - \mathbf{v}_l|}{d_s} \alpha_l^{-2.65} (\mathbf{v}_s - \mathbf{v}_l) \quad (3)$$

- 式中 F_d ——相间阻力,N C_D ——阻力系数
- d_s ——颗粒粒径,m
- ρ_l ——液相密度,kg/m³
- $\mathbf{v}_s$ ——固相速度矢量,m/s
- $\mathbf{v}_l$ ——液相速度矢量,m/s

2.1 Wen - Yu 模型

Wen - Yu 模型的阻力系数为^[10]

$$C_D = \frac{24}{\alpha_l Re_p} [1 + 0.15 (\alpha_l Re_p)^{0.687}] \quad (4)$$

其中
$$Re_p = \frac{\rho_l d_s |\mathbf{v}_s - \mathbf{v}_l|}{\mu_l} \quad (5)$$

- 式中 Re_p ——颗粒雷诺数
- μ_l ——液相动力粘度

Wen - Yu 模型的阻力系数 C_D 是在标准阻力系数表达式中添加浓度影响得到的,但未考虑湍流对阻力系数的影响,导致对悬移质固液两相流的浓度分布计算不准确。

2.2 MTE - Wen - Yu 模型

MTE - Wen - Yu 模型的阻力系数为^[13]

$$C_D = f(\delta) \frac{24}{\alpha_l Re_p} [1 + 0.15 (\alpha_l Re_p)^{0.687}] \quad (6)$$

其中 $f(\delta) =$

$$\begin{cases} 1 + 6 \frac{\sqrt{2k_{t0}/3}}{|u_R|} \left(\frac{Re_p}{500} \right)^{0.687} & (Re_p \geq 100) \\ \left[\lg \left(\frac{100}{Re_p} \right) + 1.0 \right] \left[1 + 6 \frac{\sqrt{2k_{t0}/3}}{|u_R|} \left(\frac{Re_p}{500} \right)^{0.687} \right] & (10 \leq Re_p < 100) \\ \left(\frac{19}{9} - \frac{Re_p}{90} \right) \left[1 + 6 \frac{\sqrt{2k_{t0}/3}}{|u_R|} \left(\frac{Re_p}{500} \right)^{0.687} \right] & (Re_p < 10) \end{cases} \quad (7)$$

- 式中 u_R ——固液两相的相对速度,m/s
- k_{t0} ——湍动能,m²/s²
- $f(\delta)$ ——湍流修正函数

MTE - Wen - Yu 模型综合考虑了惯性项和湍流强度对阻力系数的影响,并对 Wen - Yu 模型进行修正得到的。但是,未考虑颗粒引起的周围流体湍流强度改变对颗粒运动和扩散的影响,导致在悬移质小颗粒情况下,尤其是近壁区内的固相浓度计算结果不精确。

3 阻力修正模型的建立

针对悬移质固液两相流,基于 MTE - Wen - Yu 模型,采用流体湍流强度变化率与颗粒动态尺度的表达式对 MTE - Wen - Yu 模型中的湍流修正函数 $f(\delta)$ 进行修正,最终得到考虑颗粒动态尺度带来的流体湍流强度改变对颗粒运动和扩散影响的阻力修正模型。

流体湍流强度改变率的关系式为^[27]

$$\begin{aligned} \frac{\sigma - \sigma_0}{\sigma_0} = &\left(1.2 + \frac{d_s}{l_e} \right)^{10\alpha_s} \left[-2.232 \left(\frac{d_s}{l_e} \right)^2 + \right. \\ &\left. 10.23 \frac{d_s}{l_e} - 0.001 \right]^{1/3} - 1 \end{aligned} \quad (8)$$

其中
$$l_e = C_\mu^{3/4} \frac{k_{t0}^{3/2}}{\varepsilon_{t0}} \quad (9)$$

- 式中 σ ——两相流中流体湍流强度,m/s
- σ_0 ——单相流的湍流强度,m/s
- d_s/l_e ——颗粒动态尺度
- l_e ——含能涡特征尺寸,m
- ε_{t0} ——液相湍动能的耗散率,J/(kg·s)
- C_μ ——常系数

将方程(8)转换形式,以便对 MTE - Wen - Yu 模型中湍流修正函数的湍流强度进行修正,转换后形式为

$$\frac{\sigma}{\sigma_0} = \left(1.2 + \frac{d_s}{l_e}\right)^{10\alpha_s} \left[-2.232 \left(\frac{d_s}{l_e}\right)^2 + 10.23 \frac{d_s}{l_e} - 0.001 \right]^{1/3} \quad (10)$$

将式(10)的表达式用函数表示为

$$f\left(\frac{d_s}{l_e}\right) = \left(1.2 + \frac{d_s}{l_e}\right)^{10\alpha_s} \left[-2.232 \left(\frac{d_s}{l_e}\right)^2 + 10.23 \frac{d_s}{l_e} - 0.001 \right]^{1/3} \quad (11)$$

而湍流强度变化率与湍动能的关系式为

$$\frac{\sigma}{\sigma_0} = \frac{\sqrt{k_l}}{\sqrt{k_0}} \quad (12)$$

式中 k_l ——考虑颗粒对周围流体影响后的流体湍动能, m^2/s^2

联合式(10)~(12)最终得到考虑颗粒动态尺度影响的湍动能与不考虑颗粒动态尺度影响的湍动能的关系式为

$$\sqrt{k_l} = \sqrt{k_0} f\left(\frac{d_s}{l_e}\right) \quad (13)$$

由于式(7)中湍动能 k_0 未考虑颗粒动态尺度的影响,采用式(13)对式(7)湍流修正函数 $f(\delta)$ 中的湍动能进行修正,修正之后将得到考虑颗粒动态尺度影响的湍动能。考虑颗粒动态尺度影响的改进湍流修正函数 $f'(\delta)$ 为

$$f'(\delta) = \begin{cases} 1 + 6 \frac{\sqrt{2k_0/3}}{|u_R|} f\left(\frac{d_s}{l_e}\right) \left(\frac{Re_p}{500}\right)^{0.687} & (Re_p \geq 100) \\ \left[\lg\left(\frac{100}{Re_p}\right) + 1.0 \right] \left[1 + 6 \frac{\sqrt{2k_0/3}}{|u_R|} f\left(\frac{d_s}{l_e}\right) \left(\frac{Re_p}{500}\right)^{0.687} \right] & (10 \leq Re_p < 100) \\ \left(\frac{19}{9} - \frac{Re_p}{90}\right) \left[1 + 6 \frac{\sqrt{2k_0/3}}{|u_R|} f\left(\frac{d_s}{l_e}\right) \left(\frac{Re_p}{500}\right)^{0.687} \right] & (Re_p < 10) \end{cases} \quad (14)$$

将式(14)、(6)和式(3)结合,得到改进的阻力修正模型。由于该模型考虑了颗粒动态尺度带来的液相湍流强度改变对阻力系数的影响,并运用改进的湍流修正函数 $f'(\delta)$ 对 MTE - Wen - Yu 模型进行了修正,故将其称为 PDS - MTE - Wen - Yu 模型 (Modified turbulence effect Wen - Yu model considering particle dynamic scale)。

4 模型验证

4.1 计算对象

采用直圆管验证新建 PDS - MTE - Wen - Yu 模

型准确性^[28],如图 1 所示。图中,圆管水平布置, y 轴竖直向上,原点位于圆管底部;线 1 位于距离进口 $3L/4$ 处且竖直向上,用于分析固相浓度分布。

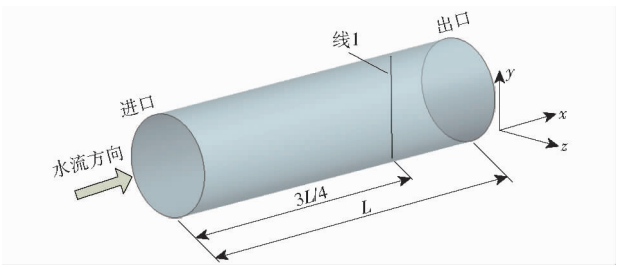


图 1 水平圆管示意图

Fig. 1 Sketch of horizontal circular pipe

各种含沙工况的固相和圆管参数^[28-30]如表 1 所示。这些含沙工况的特点为:固相颗粒密度 ρ_s 均为 $2\,650\,\text{kg}/\text{m}^3$;各种含沙工况的直圆管具有固相浓度分布的试验数据;这些工况的含沙条件更接近实际流体机械内的含沙情况;这些工况包含不同固相颗粒粒径、不同进口固相浓度、不同流体速度、不同管径,可以全面验证新模型的正确性。

表 1 计算工况固相和圆管尺寸

Tab. 1 Solid concentration for different conditions and parameters of circular pipes

固相颗粒粒径 $d_s/\mu\text{m}$	进口固相体积分数 $\alpha_{sf}/\%$	进口流体速度 $v_l/$ ($\text{m}\cdot\text{s}^{-1}$)	圆管直径 D/mm	圆管长度 L/m	编号
90	15	3	150	8	Case1
		1			Case2
		3			Case3
		5			Case4
125	10	1	54.9	10	Case5
		3			Case6
		5			Case7
		1			Case8
125	20	3	54.9	10	Case9
		5			Case10
		3.78			Case11
		5.4			Case12

4.2 网格和计算方法

由于不同粒径颗粒工况计算的圆管管长和管径各不相同,选用表 1 中的 Case1、Case6、Case11 和 Case12 共 4 种算例分别进行网格无关性检查,各算例均采用六面体结构网格。图 2 为不同算例网格无关性检查的结果图。图中,纵轴表示圆管单位距离的压力差。最终确定网格节点数为: $d_s = 90\,\mu\text{m}$ 的算例,网格数为 5.2×10^5 ; $d_s = 125\,\mu\text{m}$ 的算例,网格数为 2.0×10^5 ; $d_s = 165\,\mu\text{m}$ 的算例,网格数为 1.1×10^5 ; $d_s = 270\,\mu\text{m}$ 的算例,网格数为 2.3×10^5 。

对不同粒径颗粒工况下,管路壁面网格的加密

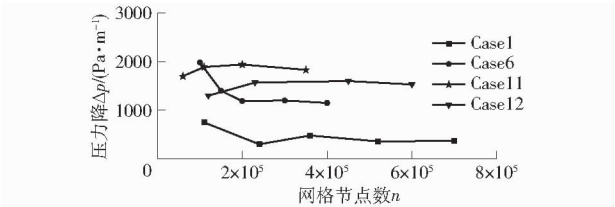


图 2 不同算例的网格无关性检查

Fig. 2 Grid-independent verification for different cases

原则为:近壁第 1 层网格高度为颗粒粒径的 2 倍左右,这是因为固相计算数据存储于网格中心点,其位于近壁区颗粒碰撞壁面时,颗粒上部的位置;近壁区共设置 3 层网格,各层网格高度的增长因子为 1.5~2。不同粒径工况时,圆管网格划分情况见表 2。网格尺寸计算域及网格划分情况见图 3。

表 2 不同粒径工况的圆管网格尺寸
Tab.2 Grid size of pipes under different particle diameters

粒径 $d_s/\mu\text{m}$	第 1 层网格 高度 h/mm	近壁网格增长 因子 K	核心区网格 大小 $\Delta b/\text{mm}$
90	0.2	2	1
125	0.2	2	1
165	0.3	2	1.5
270	0.5	2	2

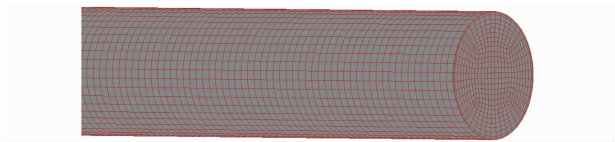


图 3 计算域网格示意图

Fig. 3 Sketch for computing domain grid

在欧拉两相流数值模拟中,两相流湍流模型采用 $k_l-\varepsilon_l-A_s$ 模型^[31],即液相采用 RNG $k-\varepsilon$ 湍流模型,固相采用 Hinze-Tchen 湍流代数模型;相间阻力模型分别采用 Wen-Yu 模型、MTE-Wen-Yu 模型和 PDS-MTE-Wen-Yu 模型。

计算域进口采用速度进口,给定固液两相速度和固相体积分数;出口采用自由出流;液相采用无滑移壁面,对固相采用自由滑移壁面;近壁区采用标准壁面函数。

4.3 不同进口流速和不同固相浓度工况下固液两相流场分析

4.3.1 固相浓度分布分析

为了验证 PDS-MTE-Wen-Yu 模型在不同进口流速和不同固相浓度时的准确性,选取表 1 中算例 Case2~Case10 进行数值计算。这 9 个算例的特点是:各工况的固相颗粒粒径相同,均为 125 μm ;进口流速和固相体积分数不同,进口流速分别为 1、3、5 m/s,固相体积分数分别为 5%、10%、20%;含沙工况与流体机械实际的含沙条件接近,符合实际情况。

为了分析这些算例内固液两相流场的颗粒雷诺数所在湍流修正函数 $f'(\delta)$ 分段函数的位置,图 4 给出了不同圆管内流速时颗粒雷诺数分布图。由于不同浓度时,颗粒雷诺数分布基本相同,因此图中给出了体积分数 10% 时不同流速的颗粒雷诺数分布。图中,纵轴为竖直方向位置 $y^*=y/D$, y 为圆管中线 1 上点的 y 轴坐标值。

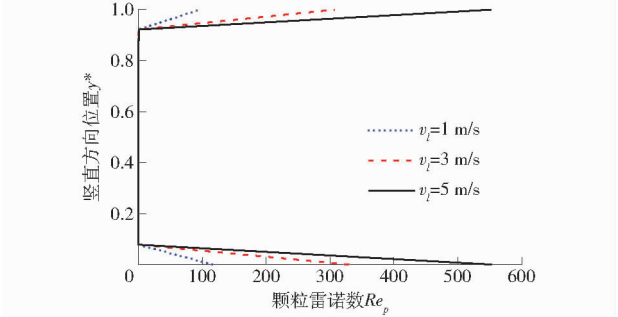


图 4 $d_s=125\mu\text{m}$ 时,不同流速工况的颗粒雷诺数分布

Fig. 4 Particle Reynolds number distribution under different velocity conditions when $d_s=125\mu\text{m}$

由图 4 可知,不同流速时,近壁区的颗粒雷诺数远大于湍流核心区;随着液相速度的增大,近壁区的颗粒雷诺数逐渐增大;对比式(14),用于近壁区流场的湍流修正函数 $f'(\delta)$ 位于 $Re_p\geq 100$ 范围内,而湍流核心区的湍流修正函数位于 $Re_p<10$ 范围内。

图 5 给出了不同进口流速和不同固相浓度时, Wen-Yu 模型、MTE-Wen-Yu 模型和 PDS-MTE-Wen-Yu 模型在圆管中线 1 上的固相体积分数相对值计算值和试验值的对比。

由图 5 可知, Wen-Yu 模型计算得到的固相体积分数相对值与试验值误差较大,尤其是在壁面 ($y^*=0$ 、 $y^*=1$) 附近的区域误差较大。相比于 Wen-Yu 模型, MTE-Wen-Yu 模型计算得到固相体积分数相对值更接近试验值,计算误差更小,尤其是在靠近壁面的附近区域内, MTE-Wen-Yu 模型的计算精度比 Wen-Yu 模型显著提高,但是与试验值仍存在一定的误差。相比于 Wen-Yu 模型和 MTE-Wen-Yu 模型, PDS-MTE-Wen-Yu 模型计算得到的固相体积分数相对值与试验值更加吻合,计算误差更小,计算精度更高,特别是在靠近壁面区域。

由此可知, PDS-MTE-Wen-Yu 模型用于不同流速和不同固相浓度的固液两相流计算时是合理、可靠的,可以提高固相浓度的计算精度。

4.3.2 固相浓度分布误差分析

图 6 给出了不同进口流速和不同固相浓度时,3

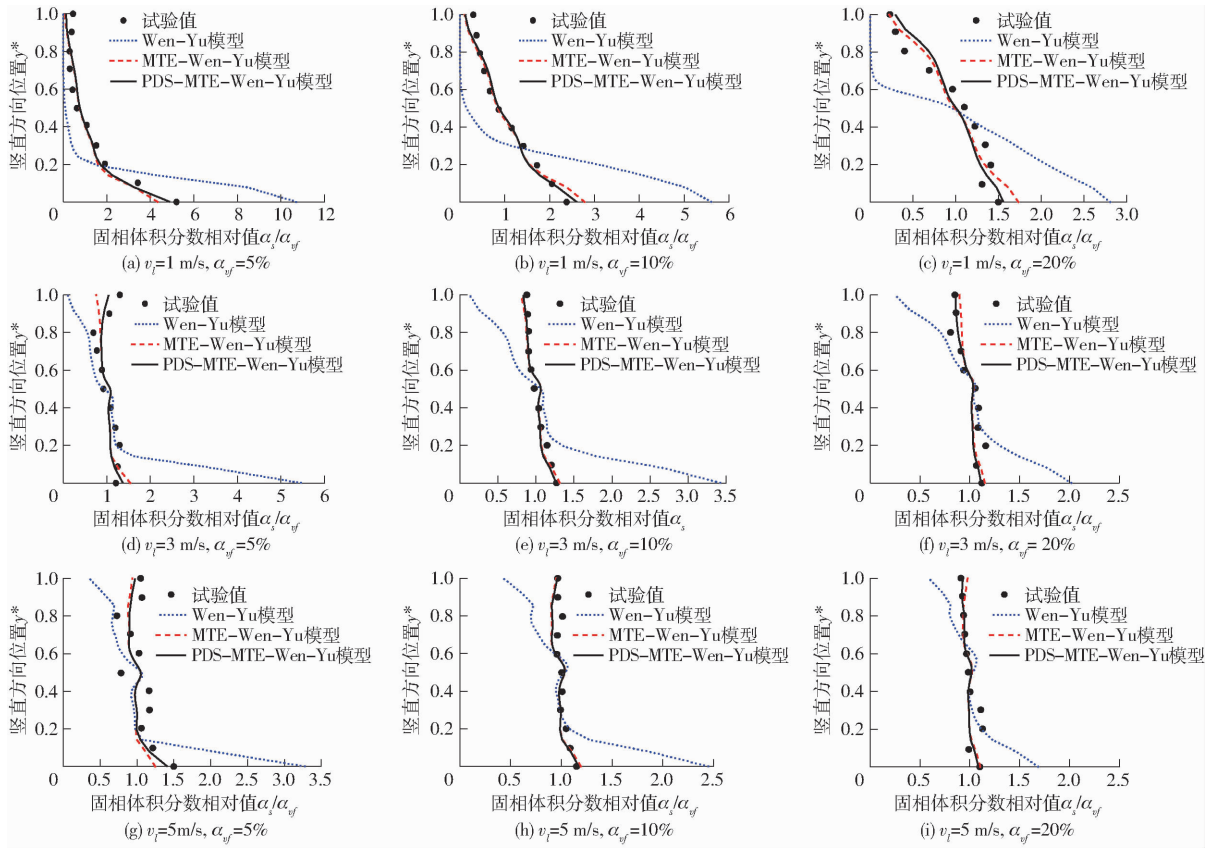


图 5 不同进口流速和不同固相浓度时 3 种阻力模型固相体积分数相对值计算值与试验值对比图

Fig. 5 Calculated solid concentration distributions of three type drag force models compared with experimental data under different inlet flow velocities and different inlet solid concentrations

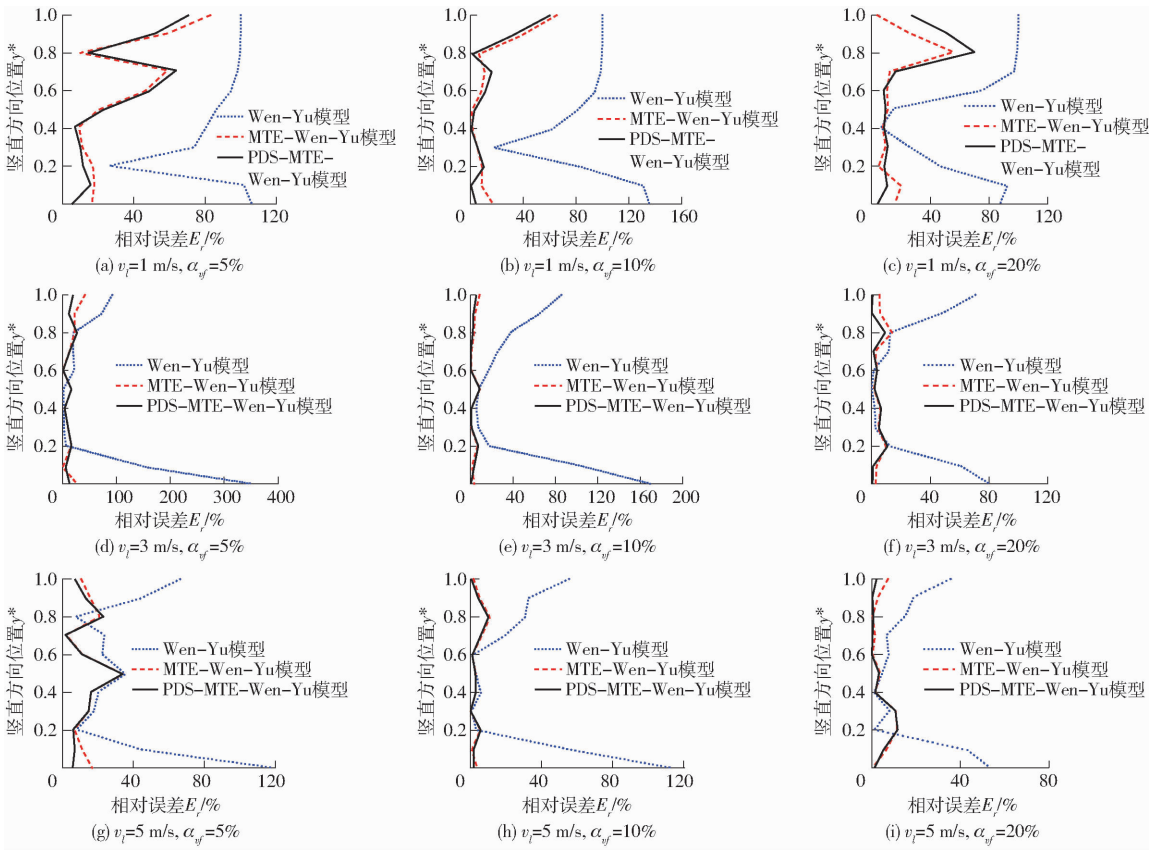


图 6 不同进口流速和不同固相浓度时 3 种阻力模型固相体积分数计算误差对比

Fig. 6 Relative errors of three type models under different inlet flow velocities and different solid concentrations

种阻力模型在圆管中线 1 上的固相体积分数计算值与试验值的相对误差。由图可知,各工况下,Wen - Yu 模型的固相体积分数计算误差最大,MTE - Wen - Yu 模型和 PDS - MTE - Wen - Yu 模型显著降低了计算误差,提高了计算精度。MTE - Wen - Yu 模型和 PDS - MTE - Wen - Yu 模型的计算误差比较接近,但在各工况下,整体上 PDS - MTE - Wen - Yu 模型的计算误差小于 MTE - Wen - Yu 模型。各模型得到的固相体积分数在靠近壁面区域的误差大于湍流核心区,因此,下面对这两个区域内的计算误差进一步分析。

4.3.3 固相浓度分布平均误差分析

图 7 给出了计算圆管中近壁区和湍流核心区的位置示意图。图中,在圆管中靠近上下壁面附近的区域为近壁区($y^* < 0.1, y^* > 0.9$),其余区域为湍流核心区($0.1 \leq y^* \leq 0.9$)。

图 8 给出了整个区域、近壁区和湍流核心区内,3 种阻力模型得到的固相体积分数计算值和试验值的平均误差的对比。由图 8 可知,各阻力模型的计算误差随着圆管内流速和固相浓度的增加而分别逐渐降低,各模型在近壁区的计算误差大于湍流核心区。在湍流核心区 and 近壁区,相比于 Wen - Yu 模型和

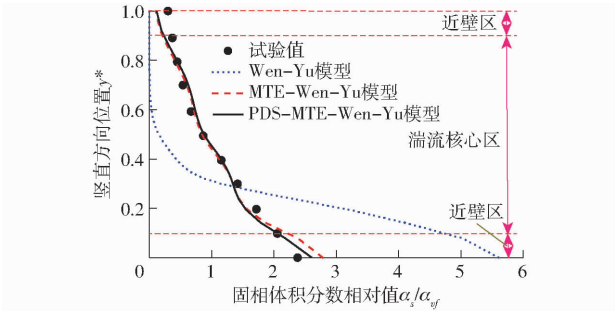


图 7 近壁区和湍流核心区的位置示意图
Fig. 7 Schematic for position of near-wall region and turbulent core region

MTE - Wen - Yu 模型,PDS - MTE - Wen - Yu 模型均减小了固相体积分数的计算误差。在湍流核心区内,MTE - Wen - Yu 模型和 PDS - MTE - Wen - Yu 模型的计算误差基本相同;但在近壁区,相比于 MTE - Wen - Yu 模型,PDS - MTE - Wen - Yu 模型明显减小了计算误差,这可能是因为近壁区内含能涡较小,颗粒动态尺度相对较大,导致近壁区内的颗粒引起的湍流强度改变较大,进而对颗粒的运动和扩散产生明显的影响。而随着管内流速减小和固相浓度增大,PDS - MTE - Wen - Yu 模型的计算误差有所增大,这是因为对于小流速和高浓

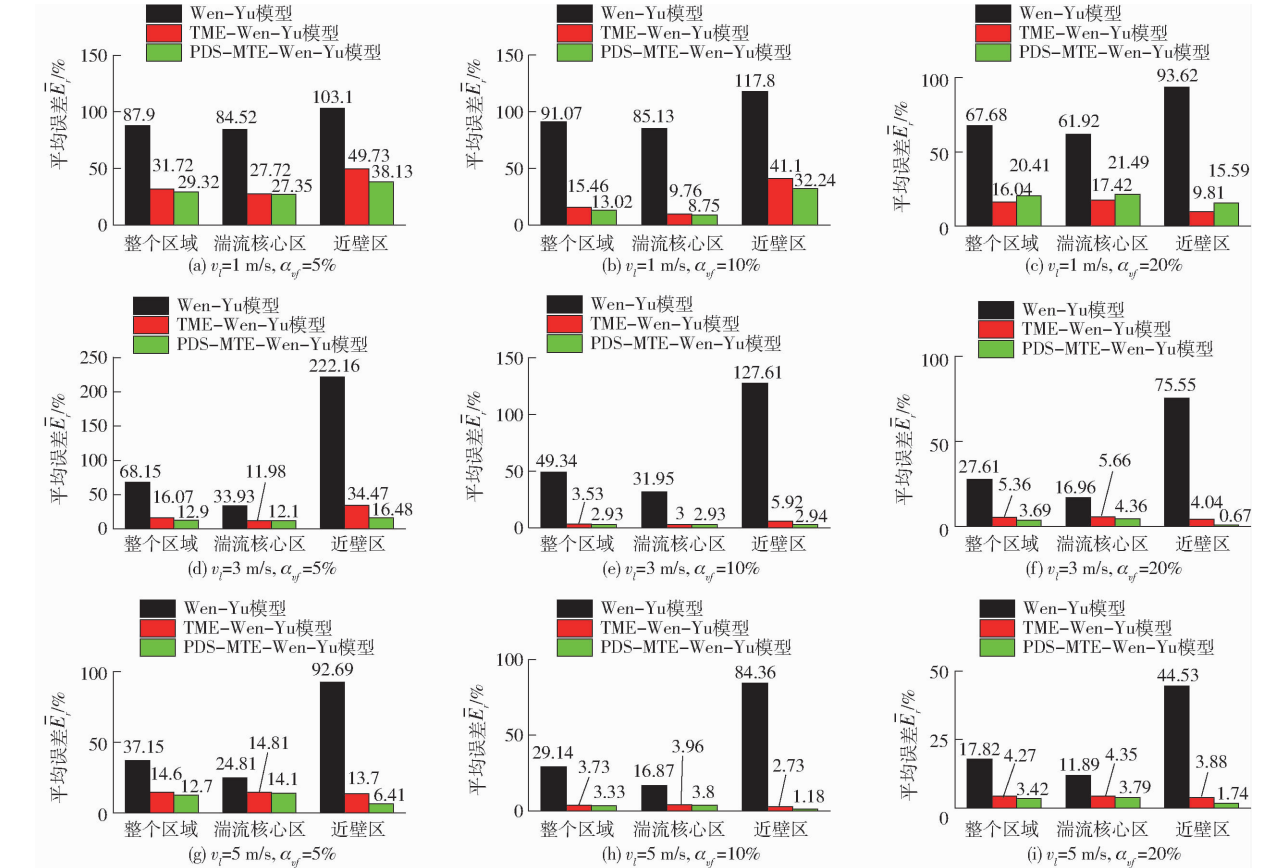


图 8 不同进口流速和不同固相浓度时 3 种阻力模型固相体积分数计算平均误差对比
Fig. 8 Average errors of three type models in different regions under different inlet flow velocities and different solid concentrations

度工况,液相湍流强度较小,而颗粒间碰撞增加,此时碰撞对颗粒运动的影响作用大于颗粒对湍流强度的影响,而 PDS - MTE - Wen - Yu 模型未考虑颗粒间碰撞。

综上可知,在相同固相颗粒粒径、不同流速和固相浓度工况下,3 种阻力模型在近壁区的计算误差高于湍流核心区。在湍流核心区,PDS - MTE - Wen - Yu 模型和 MTE - Wen - Yu 模型的计算精度

基本相同;但在近壁区内,PDS - MTE - Wen - Yu 模型具有更高的计算精度。因此,相比于 Wen - Yu 模型和 MTE - Wen - Yu 模型,PDS - MTE - Wen - Yu 模型计算得到的固相体积分数与试验值更加吻合,计算精度更高。

4.3.4 压力分布

图 9 给出了不同固相浓度和流速下,3 种阻力模型计算得到的管路压力降与试验值的对比。

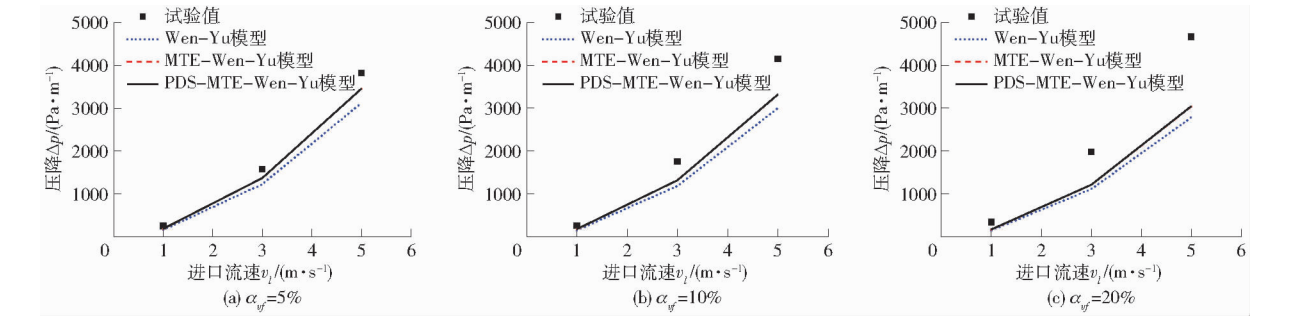


图 9 不同进口流速和不同固相浓度时 3 种阻力模型压力分布计算值与试验值对比
Fig. 9 Comparison between calculated pressure drop distribution of three type models and experimental values with change of inlet flow velocities at different solid concentrations

由图 9 可知,相同浓度时,随着流速增大,压力降逐渐增大;相同流速时,随着浓度增大,压力降逐渐增大。各固相浓度下,PDS - MTE - Wen - Yu 模型和 MTE - Wen - Yu 模型计算得到的压力降基本相同;相比于 Wen - Yu 模型,PDS - MTE - Wen - Yu 模型和 MTE - Wen - Yu 模型计算得到的压力降更接近试验值,但仍存在一定的误差;在小流速和低固相浓度时,误差较小;同一固相浓度时,随着流速增大,误差增大;相同流速时,随着固相浓度的增大,误差增大。

由此可知,PDS - MTE - Wen - Yu 模型和 MTE - Wen - Yu 模型得到的固液两相流压力场具有相同的计算精度,与试验值仍然存在一定的误差,对于小流速、低浓度固液两相流的压力场计算误差较小,对大流速、高浓度固液两相流的压力场计算误差较大。

4.4 不同固相颗粒粒径时固相浓度分布

选取表 1 中 Case1、Case6、Case11 和 Case12 验证 PDS - MTE - Wen - Yu 模型在不同固相颗粒粒径时的准确性。4 个算例的特点为:进口速度和固相浓度均比较接近,而颗粒粒径不同;算例的含沙情况为:进口流速 3 ~ 5 m/s,固相体积分数 9% ~ 15%,固相颗粒粒径 90、125、165、270 μm。

4.4.1 固相浓度分布分析

图 10 给出了不同固相颗粒粒径时,3 种阻力模型在圆管中线 1 上固相体积分数相对值计算值与试验值的对比。由图 10 可知,在不同固相颗粒粒径时,相比于 Wen - Yu 模型,MTE - Wen - Yu 模型和 PDS - MTE - Wen - Yu 模型计算得到固相体积分数相对值更接近试验值;但是,相比于 MTE - Wen - Yu 模型,PDS - MTE - Wen - Yu 模型的计算结果更接近试验值,计算精度更高,尤其是在靠近壁面区域

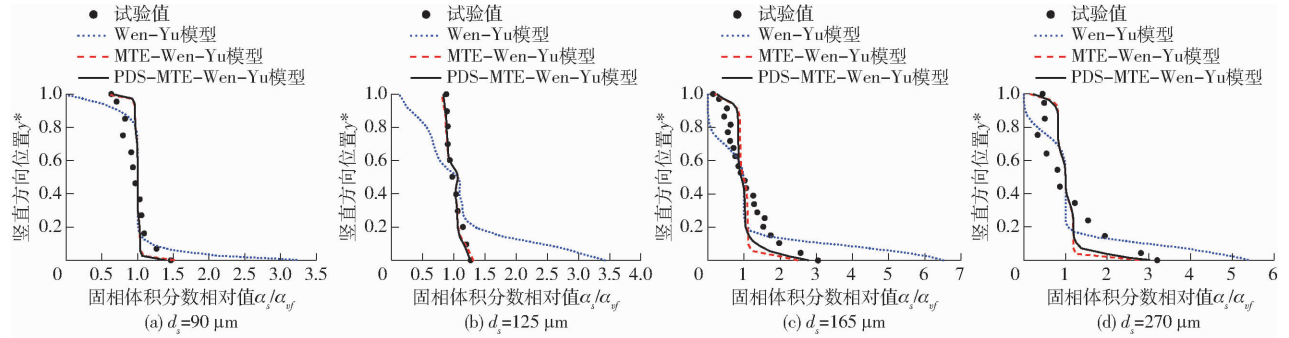


图 10 不同固相颗粒粒径时 3 种阻力模型固相体积分数相对值计算值与试验值对比
Fig. 10 Comparison of calculated solid concentration distribution for three type models and experimental values at different particle diameters

内。因此,PDS - MTE - Wen - Yu 模型提高了固相浓度的计算精度。

4.4.2 固相浓度分布误差分析

图 11 给出了不同颗粒粒径时,3 种阻力模型在圆管中线 1 上的固相体积分数计算值和试验值的相对误差。由图可知,Wen - Yu 模型的固相体积分数计算误差最大,MTE - Wen - Yu 模型和 PDS - MTE - Wen - Yu 模型显著降低了计算误差。整体上 PDS - MTE - Wen - Yu 模型的计算误差小于 MTE - Wen - Yu 模型。但随着颗粒粒径的增大,PDS -

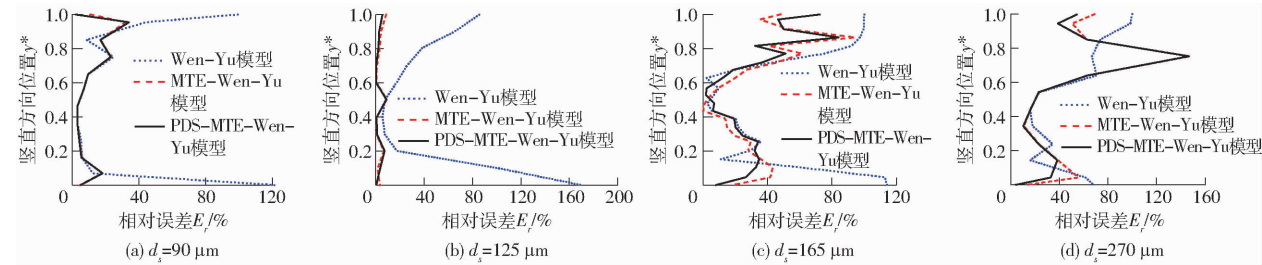


图 11 不同固相颗粒粒径时 3 种阻力模型固相体积分数计算误差对比
Fig. 11 Relative errors of three type models at different particle diameters

4.4.3 固相浓度分布平均误差分析

图 12 给出了不同颗粒粒径时,圆管不同区域内,3 种阻力模型得到的固相体积分数计算值与试验值平均误差的对比。由图 12 可知,不管是在整个区域内,还是在湍流核心区 and 近壁区内,相比于 Wen - Yu 模型和 MTE - Wen - Yu 模型,PDS - MTE - Wen - Yu 模型均减小了固相浓度的计算误差,且计算误差非常小。各模型在近壁区的计算

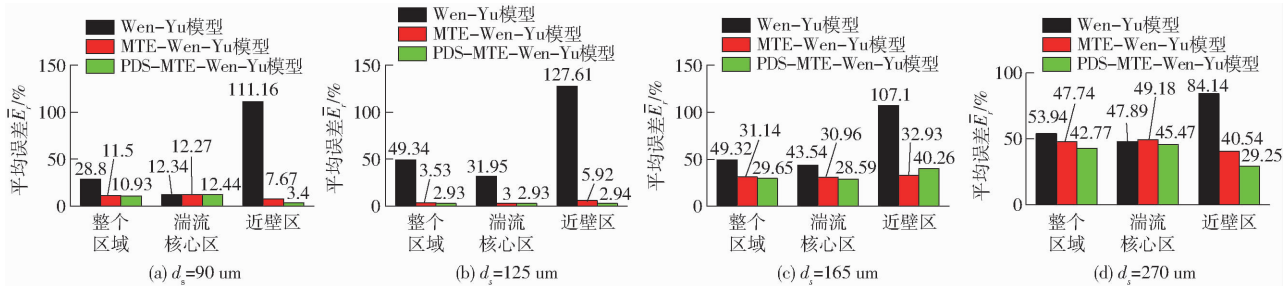


图 12 不同固相颗粒粒径时 3 种阻力模型固相体积分数计算平均误差对比
Fig. 12 Average errors of three type models in different regions under different particle diameters

综上可知,在不同固相颗粒粒径时,相比于 Wen - Yu 模型,MTE - Wen - Yu 模型和 PDS - MTE - Wen - Yu 模型计算得到固相浓度分布更接近试验值。相比于 MTE - Wen - Yu 模型,PDS - MTE - Wen - Yu 模型的计算精度更高,尤其是在靠近壁面区域内。但随着颗粒粒径的增大,PDS - MTE - Wen - Yu 模型的计算误差逐渐增大,尤其是在靠近壁面附近区域内。因此,PDS - MTE - Wen - Yu 模型更适用于固相颗粒粒径较小的悬移质固液两相流固相浓度的计算。

MTE - Wen - Yu 模型的计算误差逐渐增大,计算精度有所下降,尤其是在靠近壁面附近区域内。这是因为,当 PDS - MTE - Wen - Yu 模型用于不同固相颗粒粒径的固液两相流数值计算时,可以提高固相浓度的计算精度;但是,随着固相颗粒粒径的增大,虽然逐渐增大的颗粒动态尺度会增大颗粒周围液相湍流强度的改变率,但是大粒径颗粒的惯性增大,由于颗粒动态尺度增大导致的湍流强度的改变不足以对惯性较大的大颗粒产生显著的影响,湍流改变对颗粒的影响随之降低。

误差大于湍流核心区。在湍流核心区内,MTE - Wen - Yu 模型和 PDS - MTE - Wen - Yu 模型的计算误差基本相同;对于不同颗粒粒径工况,在近壁区,相比于 MTE - Wen - Yu 模型,整体上 PDS - MTE - Wen - Yu 模型减小了计算误差,但随着粒径增加,PDS - MTE - Wen - Yu 模型的计算误差逐渐增大,说明该模型用于较大粒径的固相浓度计算时,误差较大。

5 结论

- (1) 为了考虑颗粒动态尺度对湍流强度的影响,采用流体湍流强度变化率与颗粒动态尺度的表达式,对 MTE - Wen - Yu 模型进行修正,得到考虑颗粒动态尺度带来的流体湍流强度改变对颗粒运动和扩散影响的改进阻力修正模型 PDS - MTE - Wen - Yu 模型。
- (2) 在相同固相颗粒粒径、不同流速和固相浓度的固液两相流数值计算中,相比于 Wen - Yu 模型

和 MTE - Wen - Yu 模型, PDS - MTE - Wen - Yu 模型计算得到的固相浓度分布与试验值更加吻合, 计算精度更高, 特别是在靠近壁面区域。在湍流核心区, PDS - MTE - Wen - Yu 模型和 MTE - Wen - Yu 模型的计算精度基本相同; 但在近壁区内, PDS - MTE - Wen - Yu 模型具有更小的计算误差, 更高的计算精度。

(3) 在固液两相流压力场计算时, 相比于 Wen - Yu 模型, MTE - Wen - Yu 模型和 PDS - MTE - Wen - Yu 模型计算得到的压力降基本相同, 都更接近试验值, 但仍存在一定的误差; 随着流速和固相浓度降低, 计算误差减小。PDS - MTE - Wen - Yu 模型

更适合于小流速、低浓度固液两相流压力场的计算, 而对大流速、高浓度固液两相流的压力场计算误差较大。

(4) 在不同固相颗粒粒径时, 相比于 Wen - Yu 模型和 MTE - Wen - Yu 模型, PDS - MTE - Wen - Yu 模型计算得到固相浓度分布计算精度更高, 尤其是在靠近壁面区域内。但随着颗粒粒径的增大, 由于大粒径颗粒的惯性增大, 湍流改变对颗粒的影响随之降低, PDS - MTE - Wen - Yu 模型的计算误差逐渐增大。因此, PDS - MTE - Wen - Yu 模型更适用于固相颗粒粒径较小的低浓度悬移质固液两相流固相浓度的计算。

参 考 文 献

- [1] TU J T, FLETCHER C A. An improved model for particulate turbulence modulation in confined two phase flows [J]. International Communications in Heat and Mass Transfer, 1994, 21(6): 775 - 783.
- [2] ESMALI E, MAHINPEY N. Adjustment of drag coefficient correlations in three dimensional CFD simulation of gas-solid bubbling fluidized bed [J]. Advances in Engineering Software, 2011, 42: 375 - 386.
- [3] ASKARIPOUR H, DEHKORDI M. Simulation of 3D freely bubbling gas-solid fluidized beds using various drag models: TFM approach [J]. Chemical Engineering Research and Design, 2015, 100: 377 - 390.
- [4] 杨猛. 计算流体力学两相流流动的模拟及两相流模型的研究 [D]. 天津: 天津大学, 2005.
YANG Meng. Two-phase flow CFD simulation and its study [D]. Tianjin: Tianjin University, 2005. (in Chinese)
- [5] 莫君媛. 阻力系数对固液搅拌槽内流动特性影响的数值模拟 [D]. 北京: 北京化工大学, 2012.
MO Junyuan. Effect of inter-phase drag law in CFD simulation of liquid characteristics in a solid-liquid stirred tank [D]. Beijing: Beijing University of Chemical Technology, 2012. (in Chinese)
- [6] 汪家琼, 蒋万明, 孔繁余, 等. 固液两相流离心泵内部流场数值模拟与磨损特性 [J]. 农业机械学报, 2013, 44(11): 53 - 60.
WANG Jiaqiong, JIANG Wanming, KONG Fanyu, et al. Numerical simulation of solid-liquid two-phase turbulent flow and wear characteristics of centrifugal pump [J]. Transactions of the Chinese Society for Agricultural Machinery, 2013, 44(11): 53 - 60. (in Chinese)
- [7] LING J, LIN C X, EBADIAN M A. Numerical investigations of double-species slurry flow in a straight pipe entrance [C] // ASME International Mechanical Engineering Congress & Exposition, New Orleans, 2002.
- [8] 吕友军, 董旭斌, 张天宇. 曳力和湍流对超临界水流化床传热特性的影响 [J]. 工程热物理学报, 2014, 35(12): 2437 - 2441.
LÜ Youjun, DONG Xubin, ZHANG Tianyu. Effects of the turbulence and drag force on heat transfer characteristics in supercritical water fluidized bed [J]. Journal of Engineering Thermophysics, 2014, 35(12): 2437 - 2441. (in Chinese)
- [9] GIDASPOW D, BEZBURUAH R, DING J. Hydrodynamics of circulating fluidized beds, kinetic theory approach [C] // Proceedings of the 7th Engineering Foundation Conference on Fluidization, 1992: 75 - 82.
- [10] WEN Y, YU Y H. Mechanics of fluidization [J]. Chemical Engineering Progress Symposium Series, 1966, 62: 100 - 111.
- [11] BAGCHI P, BALACHANDAR S. Effect of turbulence on the drag and lift of a particle [J]. Physics of Fluids, 2003, 15(11): 3496 - 3513.
- [12] BRUCATO A, GRISAFI F, MONTANTE G. Particle drag coefficients in turbulent fluids [J]. Chemical Engineering Science, 1998, 53(18): 3295 - 3314.
- [13] ZHANG Zichao, LI Yanpin, ZHANG Lanjin, et al. Drag force modification model for turbulent suspended-load sediment solid-liquid two-phase flow [J]. Journal of Fluid and Structures, 2023, 118: 103861.
- [14] 傅旭东, 王光谦. 低浓度固液两相流的颗粒相动理学模型 [J]. 力学学报, 2003, 35(6): 650 - 659.
FU Xudong, WANG Guangqian. Kinetic model of particulate phase in dilute solid-liquid two-phase flows [J]. Chinese Journal of Theoretical and Applied Mechanics, 2003, 35(6): 650 - 659. (in Chinese)
- [15] FU X D, WANG G Q, SHAO X J. Vertical dispersion of fine and coarse sediments in turbulent open-channel flow [J]. Hydraul. Eng., 2005, 131(10): 877 - 888.
- [16] SOKOLICHIN A, EIGENBERGER G. Simulation of buoyancy driven bubbly flow: established simplifications and open questions [J]. Fluid Mechanics and Transport Phenomena, 2004, 50(1): 24 - 45.
- [17] 陈鑫. 水沙两相流紊流数学模型及其在近岸泥沙泥沙运动中的应用 [D]. 北京: 清华大学, 2012.

CHEN Xin. A two-phase turbulent flow model and its application to coastal sediment transport [D]. Beijing: Tsinghua University, 2012. (in Chinese)

[18] SHI H B, YU X P. An effective Euler-Lagrange model for suspended sediment transport by open channel flows [J]. International Journal of Sediment Research, 2015, 30(4): 361 – 370.

[19] KIM S, LEE K B, LEE C G. Theoretical approach on the turbulence intensity of the carrier fluid in dilute two-phase flows [J]. International Communications in Heat and Mass Transfer, 2005(32): 435 – 444.

[20] 李延召. 挟沙水流稳流模型对泥沙扩散系数的影响研究 [D]. 北京:清华大学, 2008.
LI Yanzhao. Comparing suspended sediment diffusivity formulated with different turbulence models [D]. Beijing: Tsinghua University, 2008. (in Chinese)

[21] GORE R A, CROWE C T. Effect of particle size on modulating turbulent intensity [J]. International Journal of Multiphase Flow, 1989, 15(2): 279 – 285.

[22] HETSRONI G. Particles-turbulence interaction [J]. International Journal of Multiphase Flow, 1989, 15(5): 735 – 746.

[23] 刘青泉,陈立. 泥沙对水流紊动影响的进一步分析 [J]. 水利学报, 1997(9): 77 – 82.
LIU Qingquan, CHEN Li. Further analysis of the effect of particles on flow turbulence [J]. Journal of Hydraulic Engineering, 1997(9): 77 – 82. (in Chinese)

[24] 路展民,刘青泉,刘大有,等. 水平液-固流中颗粒抑制湍流的行为和条件 [J]. 力学学报, 1996(3): 291 – 297.
LU Zhangmin, LIU Qingquan, LIU Dayou, et al. The behavior and criterion of turbulence suppression effect of the particles in a horizontal liquid-solid flow [J]. Chinese Journal of Theoretical and Applied Mechanics, 1996(3): 291 – 297. (in Chinese)

[25] 张自超. 双吸离心泵泥沙磨损特性研究 [D]. 北京:中国农业大学, 2016.
ZHANG Zichao. Investigation on sediment erosion characteristics of double suction centrifugal pump [D]. Beijing: China Agricultural University, 2016. (in Chinese)

[26] 张自超,陈鑫,王福军,等. 考虑颗粒动态尺度影响的泥沙扩散系数模型建立及应用 [J]. 农业工程学报, 2016, 32(22): 129 – 137.
ZHANG Zichao, CHEN Xin, WANG Fujun, et al. Establishment and application of sediment diffusion coefficient model based on influence of particle dynamic scale [J]. Transactions of the CSAE, 2016, 32(22): 129 – 137. (in Chinese)

[27] KAUSHAL R, TOMITA Y. Experimental investigation for near-wall lift of coarser particles in slurry pipeline using γ -ray densitometer [J]. Powder Technology, 2007, 172(3): 177 – 187.

[28] EKAMBARA K, SANDERS S R, NANDAKUMAR K, et al. Hydrodynamic simulation of horizontal slurry pipeline flow using ANSYS – CFX [J]. Industrial & Engineering Chemistry Research, 2009, 48(17): 8159 – 8171.

[29] SCHAAN J, SUMNER J, GILLIES G, et al. The effect of particle shape on pipeline friction for Newtonian slurries of fine particles [J]. The Canadian Journal of Chemical Engineering, 2000, 78(4): 717 – 725.

[30] GILLIES G, SHOOK A, XU J H. Modeling heterogeneous slurry flows at high velocities [J]. The Canadian Journal of Chemical Engineering, 2004, 82(5): 1060 – 1065.

[31] 张自超,李延频,陈德新. 双流体湍流模型对固液两相流计算的影响 [J]. 排灌机械工程学报, 2023, 41(4): 376 – 383.
ZHANG Zichao, LI Yanpin, CHEN Dexin. Influence of two-fluid turbulence models on calculation of solid-liquid two-phase flow field [J]. Journal of Drainage and Irrigation Machinery Engineering, 2023, 41(4): 376 – 383. (in Chinese)