

低浓度固液两相流相间阻力修正模型研究

张自超¹ 王福军^{1,2} 陈鑫^{1,2} 肖若富^{1,2} 姚志峰^{1,2}

(1. 中国农业大学水利与土木工程学院, 北京 100083;

2. 北京市供水管网系统安全与节能工程技术研究中心, 北京 100083)

摘要: 低浓度固液两相流的相间阻力是影响固相浓度分布计算结果的重要因素。常用于固液两相流数值计算的 Wen - Yu 模型中, 阻力系数是通过标准阻力系数曲线中添加浓度的影响得到的, 并没有考虑湍流对阻力系数的影响。由于这一影响是惯性效应和湍流效应的综合体现, 针对低浓度含沙水流, 研究通过引入惯性因子和湍动因子来分别表达惯性项、湍流强度对阻力系数的影响。根据试验和理论研究, 提出了湍流修正函数与惯性因子、湍动因子的表达式形式; 利用试验数据并结合最小二乘法, 确定了表达式系数, 得到了湍流修正函数与颗粒雷诺数、湍流强度的关系式。通过对圆管内低浓度含沙水流的计算表明, 运用湍流修正函数修正后的 Wen - Yu 模型, 在不同的进口水流速度下, 计算得到的固相浓度分布更接近试验结果。

关键词: 固液两相流; 低浓度; 阻力系数; 湍流修正函数

中图分类号: TH311 **文献标识码:** A **文章编号:** 1000-1298(2016)12-0092-07

Modified Interphase Drag Model for Diluted Solid - Liquid Two-phase Flow

Zhang Zichao¹ Wang Fujun^{1,2} Chen Xin^{1,2} Xiao Ruofu^{1,2} Yao Zhifeng^{1,2}

(1. College of Water Resources and Civil Engineering, China Agricultural University, Beijing 100083, China

2. Beijing Engineering Research Center of Safety and Energy Saving Technology for Water Supply Network System, Beijing 100083, China)

Abstract: The interphase drag for diluted solid - liquid two-phase flow is important for solid volume concentration calculation. The Wen - Yu drag model is widely used in solid - liquid two-phase flow numerical simulation. However, the drag coefficient in Wen - Yu drag model was obtained by adding concentration variable to standard drag coefficient curve, and the influence of fluid turbulence on drag coefficient was ignored. Thus, the influence of fluid turbulence on drag coefficient was considered. The inertia factor and turbulence factor were introduced to describe influence of inertia term and turbulence intensity on drag coefficient respectively for diluted solid - liquid two-phase flow, since the influence was caused by inertia effect and turbulence effect. According to experimental and theoretical investigations, a formula form between turbulence modified function and the two factors was proposed. The constant coefficients in the correlation were determined by the least square method using experimental data, then the relation between turbulence modified function and particle Reynolds number, turbulence intensity was obtained. The turbulence modified function was then used to modify Wen - Yu model. A two-phase flow simulation was conducted in a circular tube with modified Wen - Yu model. By comparison with Wen - Yu model, the results showed that the computed solid concentration distributions of modified Wen - Yu model were agreed well with experimental data at different inlet fluid velocities.

Key words: solid - liquid two-phase flow; diluted solid concentration; drag coefficient; turbulence modified function

收稿日期: 2016-04-23 修回日期: 2016-05-24

基金项目: 国家自然科学基金项目(51321001, 51139007)和“十二五”国家科技支撑计划项目(2015BAD20B01)

作者简介: 张自超(1987—), 男, 博士生, 主要从事水动力学与水力机械研究, E-mail: zhangzichao@sina.cn

通信作者: 王福军(1964—), 男, 教授, 博士生导师, 主要从事水动力学与水力机械研究, E-mail: wangfj@cau.edu.cn

引言

低浓度固液两相流中,相间阻力是两相间动量传递的主要因素,直接影响固相的浓度分布^[1-2]。在各种相间阻力模型中,阻力系数是一个需要模化的关键变量。

现有阻力模型都是针对特定的研究问题得到的,每个模型都有其对应的阻力系数表达式。按照这些阻力系数是否由单个刚性颗粒的标准阻力系数曲线演变而来,可以分为两类:根据标准阻力系数曲线演变得到的阻力模型和根据具体问题得到阻力系数的阻力模型。而根据标准阻力系数曲线演变得到的阻力模型又有用于气液、液液流动的液液阻力模型和用于固体颗粒在流体中运输的液固阻力模型^[3],如: Syamlal - O' Brien 模型^[4]、Wen - Yu 模型^[5]、Gidaspow 模型^[6]、Huilin - Gidaspow 模型^[7]。

对于常用的液固阻力模型,为提高计算精度,不同的学者有不同的选择^[1-2,8-10]。不同的阻力模型有不同的影响因素和使用条件^[11-12]。对含沙浓度较小的情况, Syamlal - O' Brien 模型并不适合用于稀疏固液两相流的计算中^[13]。因为 Syamlal - O' Brien 模型中的固体剪切粘度参数随着固相体积浓度趋于零而接近于零^[14]。有学者对该模型进行改进,但是改进后的模型仅限于气固两相流的计算^[15]。目前, Wen - Yu、Huilin - Gidaspow 和 Gidaspow 阻力模型被推荐用于固相体积分数小于 20% 的情况^[16-17]。在含沙浓度较小的挟沙水流计算中,一般选用 Wen - Yu 模型,因为 Gidaspow 和 Huilin - Gidaspow 模型在用于含沙体积分数小于 20% 的情况下时,阻力计算公式与 Wen - Yu 模型相同。

Wen - Yu 模型的阻力系数是在标准阻力系数曲线表达式中添加浓度得到的,而标准阻力系数曲线是由单个刚性球体在静止流体中匀速运动的试验得到的,没有考虑湍流对阻力系数的影响。然而,在低浓度含沙水流中,浓度对阻力系数的影响并不是主要因素,当流体是湍动强烈的湍流时,湍流对阻力系数的影响变为主要因素^[11,18-21]。因此,将 Wen - Yu 阻力模型直接用于湍流强度较高的低浓度含沙水流的计算中并不合适。

已有学者通过湍流修正函数来修正标准阻力系数曲线表达式,但并没有得到湍流修正函数的表达式^[22]。CLIFT 等^[19-20,23]得到了阻力系数与湍流强度的关系式,但是,目前还没有固液阻力模型采用该关系式,因为每个固液阻力模型都有其特定的阻力系数计算方法,这些关系式还不能直接用于现有的

固液阻力模型中;而且,这些关系式用于颗粒雷诺数大于 1 000 时^[18-19],并不适合本文的计算条件。

阻力系数受惯性效应和湍动效应的共同影响^[21-22]。流体速度很低时, Oseen 公式考虑惯性项,推导出用于颗粒雷诺数小于 5 的阻力系数。Oseen 公式中与颗粒雷诺数有关的部分,本文称之为惯性因子。标准阻力系数曲线表达式中包含惯性因子。ZARIN 等^[21]通过试验研究发现阻力系数与颗粒雷诺数、湍流强度均有关系,本文将湍流强度对阻力系数的影响部分称为湍动因子。因此,湍流对阻力系数的影响是惯性效应和湍动效应共同作用的结果,惯性因子和湍动因子均是湍流对阻力系数的影响因素。但是,目前还没有通过考虑惯性因子和湍动因子联合作用而得到的湍流修正函数的表达式。

为此,本文针对低浓度含沙水流,综合考虑惯性项和湍流强度对阻力系数的影响,根据现有湍流与阻力系数的试验研究和理论研究,通过引入惯性因子和湍动因子,建立湍流修正函数与颗粒雷诺数、湍流强度之间的关系。采用湍流修正函数对 Wen - Yu 模型中的阻力系数进行修正,并将其用于欧拉两相流数值模拟方法中,使计算得到的流场固相浓度分布更准确。本文以内部流体具有不同湍流特性的圆管为研究对象,验证所提出的阻力系数湍流修正函数的准确性。

1 现有阻力模型

在欧拉两相流数值模拟方法中,动量方程中包含相间阻力项的计算。欧拉两相流数值模拟方法双流体模型的控制方程可参照文献[24],其中,阻力项的 Wen - Yu 模型为

$$F_d = \frac{3}{4} C_D \frac{\alpha_s \alpha_l \rho_l |\mathbf{v}_s - \mathbf{v}_l|}{d_s} \alpha_l^{-2.65} (\mathbf{v}_s - \mathbf{v}_l) \tag{1}$$

其中
$$C_D = \frac{24}{\alpha_l Re_p} [1 + 0.15 (\alpha_l Re_p)^{0.687}] \tag{2}$$

- 式中 C_D ——阻力系数
 α_l ——液相体积分数
 α_s ——固相体积分数
 ρ_l ——液相密度
 $\mathbf{v}_s$ ——固相速度矢量
 $\mathbf{v}_l$ ——液相速度矢量
 d_s ——颗粒粒径
 Re_p ——颗粒雷诺数

Wen - Yu 模型中阻力系数 C_D 是在标准阻力系数曲线的表达式中添加浓度的影响得到的。但其未考虑湍流对阻力系数的影响,导致对低浓度含沙水

流的浓度计算不准确。

2 阻力修正模型的建立

为了考虑湍流对阻力系数的影响,本文引入湍流修正函数 $f(\delta)$ 对 Wen - Yu 模型中的阻力系数进行修正,并通过惯性因子和湍动因子表达惯性效应和湍动效应对湍流修正函数的综合影响,最终建立湍流修正函数与颗粒雷诺数、湍流强度的表达式。

2.1 湍流修正函数建立的思想

湍流对阻力系数的影响是惯性效应和湍动效应的综合体现^[21-22],分别通过引入惯性因子和湍动因子来表达惯性项、湍流强度对阻力系数的影响。首先,根据现有理论研究和试验分析,运用回归分析方法,分别得到惯性因子和湍动因子各自的表达式形式。其次,建立湍流修正函数与惯性因子、湍动因子的表达式形式。然后,利用试验数据结合最小二乘法确定表达式的系数,最终得到湍流修正函数 $f(\delta)$ 与颗粒雷诺数、湍流强度的关系式。

2.2 惯性因子和湍动因子的引入

理论上,阻力系数可以从不可压缩粘性流体绕球流动的 N - S 方程中获得,但是由于球形颗粒表面的流动复杂,只有极少数情况可从方程中计算得到,目前常用的阻力系数主要靠试验来确定。

理论上推导出的计算公式有 Stokes 定律和 Oseen 公式^[22],Stokes 定律的表达式为

$$C_{Ds} = \frac{24}{Re_p} \quad (Re_p < 1) \quad (3)$$

式中 C_{Ds} ——Stokes 定律的阻力系数

Oseen 公式考虑 N - S 方程中的惯性项,表达式为

$$C_D = C_{Ds} f(Re_p) = \frac{24}{Re_p} \left(1 + \frac{3}{16} Re_p \right) \quad (Re_p < 5) \quad (4)$$

式中 $f(Re_p)$ ——惯性修正函数,由惯性项引起

与式(3)相比,考虑惯性项的式(4)更符合流体中颗粒的绕流理论,但是,其使用范围仅限于 $Re_p < 5$,对于颗粒雷诺数更大的阻力系数计算则必须借助于试验得到,对于 $0.2 \leq Re_p \leq 800$ 的情况,目前常用的公式为

$$C_{D0} = \frac{24}{Re_p} (1 + 0.15 Re_p^{0.687}) \quad (5)$$

式中 C_{D0} ——标准阻力系数

根据式(4)可知,式(5)中惯性修正函数为

$$f(Re_p) = 1 + 0.15 Re_p^{0.687} \quad (6)$$

将式(6)转换形式写为

$$f(Re_p) = 1 + g_1(Re_p) \quad (7)$$

本文将 $g_1(Re_p)$ 称为惯性因子,因此式(5)中的

惯性因子为

$$g_1(Re_p) = 0.15 Re_p^{0.687} \quad (8)$$

由于本研究需要考虑湍流对阻力系数的影响,这里引入湍动因子 $g_2(u')$,该式是关于湍流强度的表达式,其中 u' 表示流体脉动速度。

由以上分析可得,当考虑湍流对阻力系数的影响时,惯性效应和湍动效应均对阻力系数有影响,应同时考虑惯性因子和湍动因子的联合作用,因为阻力系数的变化来自于流体和颗粒的相互作用,而惯性因子和湍动因子均是固液相互作用的表现。

因此,湍流修正函数 $f(\delta)$ 的表达式可写为

$$f(\delta) = 1 + g_1(Re_p) g_2(u') \quad (9)$$

为了便于分析,转换形式得到

$$\frac{C_D - C_{D0}}{C_{D0}} = g_1(Re_p) g_2(u') \quad (10)$$

为了下面研究的方便,将 $(C_D - C_{D0})/C_{D0}$ 称为阻力系数相对改变率,并将其数值用百分数表示。

2.3 湍流修正函数表达式的建立

2.3.1 惯性因子表达式

考虑颗粒雷诺数变化对湍流修正函数的影响,确定惯性因子表达式的形式。图1为文献[21]中试验研究得到的不同湍流强度 I_R 下,阻力系数相对标准阻力系数变化值与颗粒雷诺数的关系,图中 $I_R = \sqrt{u'^2} / |u_R| \times 100\%$, $\sqrt{u'^2}$ 为速度脉动值的均方根, u_R 为固液两相的相对速度。

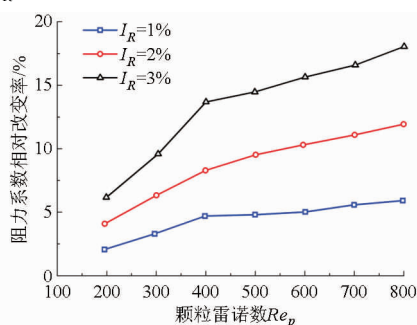


图1 阻力系数相对改变率随颗粒雷诺数的变化

Fig. 1 Change of drag coefficient relative change rate vs particle Reynolds number

分析图1中的试验值,通过变量间的回归分析可知,不同湍流强度下,阻力系数随颗粒雷诺数并非线性增大,而是指数增大,随着湍流强度增大,指数增大的趋势更为明显,这一现象是由于惯性效应引起的,因此参照式(8)可以得到

$$g_1(Re_p) = a Re_p^{0.687} \quad (11)$$

式中 a ——常数系数,为待定值

2.3.2 湍动因子表达式

由于阻力系数理论推导的局限性,式(10)中湍动因子表达式的形式由试验数据回归分析得到。

图 2 中离散点为文献[21]中试验研究得到的不同颗粒雷诺数下,阻力系数相对改变率与湍流强度的关系。

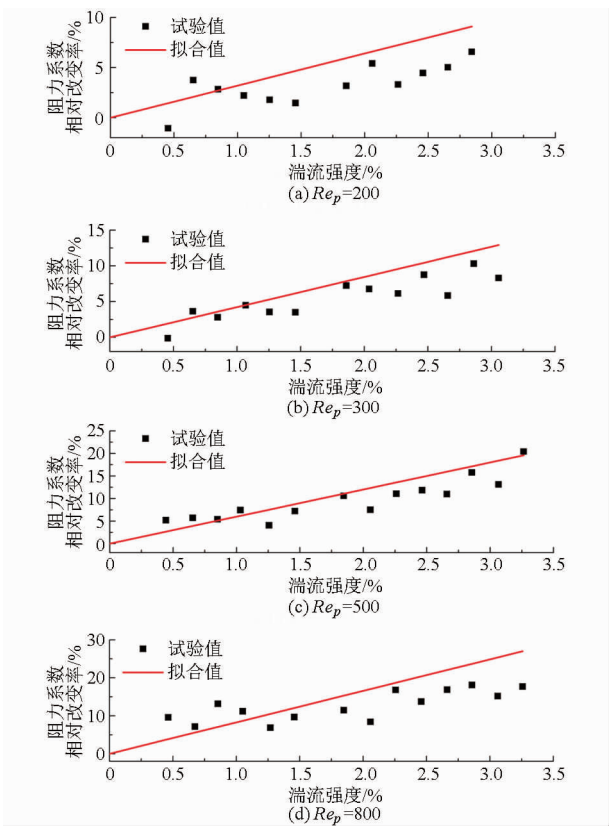


图 2 阻力系数相对改变率随湍流强度的变化
Fig. 2 Changes of drag coefficient relative change rate vs turbulence intensity

分析对比图 2 中的试验值,通过变量间的回归分析,各颗粒雷诺数下,湍流强度对阻力系数相对改变率的影响是单调递增的,为了准确表达这种关系,而且也能更方便地用于欧拉两相流数值模拟方法中,有利于其计算的收敛性,运用直线拟合试验值得到图中拟合值直线。得到各颗粒雷诺数下,阻力系数相对改变率与湍流强度呈线性正比关系,因此对于同一颗粒雷诺数的情况,可得到湍动因子的表达式为

$$g_2(u') = bI_R \tag{12}$$

式中 b ——常数系数,为待定值

2.3.3 湍流修正函数的确定

将式(11)、(12)代入式(10)可以得到

$$\frac{C_D - C_{D0}}{C_{D0}} = abI_R Re_p^{0.687} \tag{13}$$

根据图 1 中的试验数据,采用最小二乘法得到式(13)中的 a 、 b 系数的值,进行简单变形后得到湍流修正函数表达式为

$$f(\delta) = 1 + 6I_R \left(\frac{Re_p}{500} \right)^{0.687} \tag{14}$$

对于不可压缩均匀各向同性流场, $\sqrt{u'^2}$ 的计算方法^[25]为

$$\sqrt{u'^2} = \sqrt{\frac{2k}{3}} \tag{15}$$

式中 k ——湍动能

采用式(14)、(15)对式(2)进行修正,最终得到修正后的 Wen - Yu 模型阻力系数

$$C_D = f(\delta) \frac{24}{\alpha_l Re_p} [1 + 0.15(\alpha_l Re_p)^{0.687}] \tag{16}$$

其中
$$f(\delta) = 1 + 6 \sqrt{\frac{2k}{3}} \frac{1}{|u_R|} \left(\frac{Re_p}{500} \right)^{0.687}$$

将式(16)代入式(1)后,得到修正后的 Wen - Yu 模型,该模型通过考虑湍流对阻力系数的影响,运用湍流修正函数对 Wen - Yu 模型进行修正,故将其称为 TE - Wen - Yu 模型。

图 3 为新建湍流修正函数计算值与试验值的对比。由图可知,新建得到的湍流修正函数表达式的计算值与试验数据吻合良好。

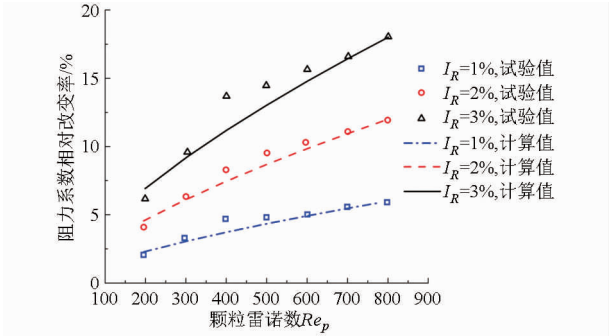


图 3 新建湍流修正函数计算值与试验值对比
Fig. 3 Comparison of calculated results of new turbulence modified function and experimental data

由于上述建立过程的湍流强度仅局限于 1% ~ 3%,为进一步验证本文新建湍流修正函数的合理性,将验证的湍流强度扩展至 40%,采用新建湍流修正函数对标准阻力系数曲线进行修正。图 4 为湍动强度分别为 10%、20%、30%、40% 时,修正后阻力系数曲线分布的计算值与试验值对比。试验值取自文献[18]。

由图 4 可知,湍流流体的阻力系数曲线明显高于标准阻力系数曲线,随着湍流强度的增大,阻力系数增大,随着颗粒雷诺数的增大,修正后阻力系数与标准阻力系数的相对值增大,这与前面的研究相吻合。湍流修正函数修正后的阻力系数计算值与试验值整体上吻合良好,证明了新建湍流修正函数是合理、可靠的。

图 4 中,低颗粒雷诺数时,计算值与试验值误差较大,是由未考虑温度效应和颗粒旋转造成的,温度

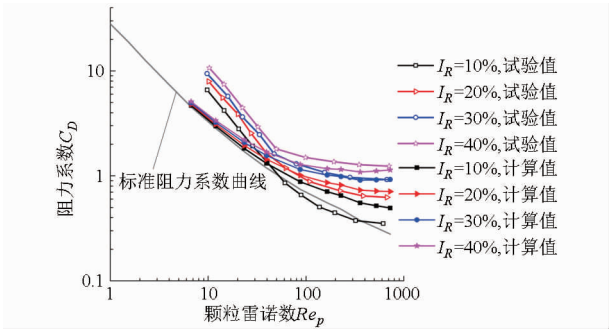


图4 修正后计算得到的阻力系数与试验值对比

Fig.4 Comparison of modified drag coefficient calculated results and experimental data

效应将影响颗粒表面的温度分布,颗粒旋转造成颗粒表面流态变化和尾涡中脱体漩涡的非对称性,从而影响阻力系数。而随着颗粒雷诺数的减小,这些因素的影响更为显著。这些因素对阻力系数的影响还有待进一步的深入研究,本文只考虑湍流对阻力系数的影响,而且修正后的阻力系数符合湍流对阻力系数影响已有的论断:湍流对阻力系数的影响随着颗粒雷诺数 Re_p 的降低而减弱。

3 算例验证

3.1 计算对象和计算方法

以圆管中的水沙两相流为例, v_i 分别选取 1、3、5 m/s 3 种进口流速下的流动进行修正模型验证, 3 种流速对应的流动雷诺数分别为 54 900、164 700、274 500。同时,为了研究不同浓度下, Wen - Yu 模型的表现,针对 3 种流速,分别有 3 种不同的圆管进口平均含沙体积分数 α_{if} , 分别为 5%、10%、20%。

该算例取自文献[26], 参数如下: 圆管水平布置, 圆管长度 $L=4$ m, 颗粒密度为 2 650 kg/m³, 粒径 $d_s=125$ μ m, 圆管直径 $D=54.9$ mm。图 5 为水平圆管截面示意图, 坐标原点位于圆管底部, y 轴竖直向上, 线 1 为本文分析竖直线的位置, 距进口 $3L/4$ 处竖直方向上。

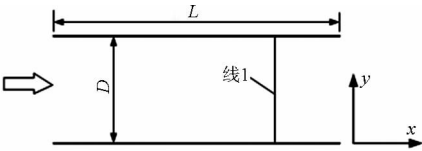


图5 水平圆管截面示意图

Fig.5 Section sketch of horizontal circular pipe

在欧拉两相流数值模拟中, 采用 Phase Coupled SIMPLE 算法求解二阶迎风格式的离散方程; 液相采用 RNG $k-\varepsilon$ 湍流模型^[27]; 固相采用 Hinze - Tchen 湍流代数模型; 相间阻力分别采用 Wen - Yu 模型和 TE - Wen - Yu 模型。

计算域进口采用速度进口^[28], 分别给定固液两

相的速度, 并给定固相体积分数; 出口采用自由出流; 过流部件内壁面, 对液相采用无滑移壁面边界条件, 对固相采用自由滑移壁面边界条件, 近壁区采用标准壁面函数。

通过网格无关性检查, 最终确定六面体结构网格节点数为 20 万, 计算域及网格划分情况见图 6。

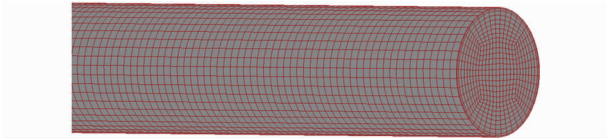


图6 计算域网格示意图

Fig.6 Sketch for computing domain grid

3.2 计算结果分析

3.2.1 固相浓度分布

以下通过与 Wen - Yu 模型、试验值的对比, 验证 TE - Wen - Yu 模型用于欧拉两相流数值模拟方法后, 计算固相体积浓度分布的合理性。图 7 给出了各浓度和流速下 Wen - Yu 模型和 TE - Wen - Yu 模型在圆管中线 1 上的固相浓度计算结果和试验值的对比。图中竖直方向位置 $y^*=y/D$, y 为圆管中线 1 上点的坐标 y 值, D 为圆管直径; α_s/α_{if} 为固相浓度分布的相对值。

由图 7 可以看出, 固相浓度计算值在靠近壁面时误差比核心区要大。针对 Wen - Yu 模型, 在相同进口流速下, 随着进口平均含沙体积分数的降低, Wen - Yu 模型计算得到的固相浓度分布与试验值的误差逐渐增大。这就说明, Wen - Yu 模型阻力系数中浓度的修正, 并不适合低浓度含沙水流的计算。

为了更清楚地表达, TE - Wen - Yu 模型相对 Wen - Yu 模型对固相浓度计算精度的提高, 表 1 列出了 $y^*=0$ 处 TE - Wen - Yu 模型和 Wen - Yu 模型相对试验值的误差对比, 表中数据为 2 种模型固相浓度计算值与试验值的相对误差。由图 7 和表 1 均能看出, 在各进口流速和进口浓度情况下, 相比于 Wen - Yu 模型, TE - Wen - Yu 模型计算得到的固相浓度分布更接近试验值, 具有更小的计算误差、更高的计算精度, 特别是在壁面附近。

3.2.2 固液两相速度分布

为了分析 2 种模型用于欧拉两相流数值模拟方法后, 计算得到的固相浓度变化引起的固液两相速度的变化情况, 图 8 给出了 2 种阻力模型计算得到的圆管中线 1 上固相速度和液相速度分布。由于各浓度下固液两相速度分布趋势相似, 这里只给出圆管进口含沙浓度为 10% 时, 3 种进口流速下的固相速度和液相速度分布。

将图 8 与图 7 对比, 可以看出 2 种阻力模型得

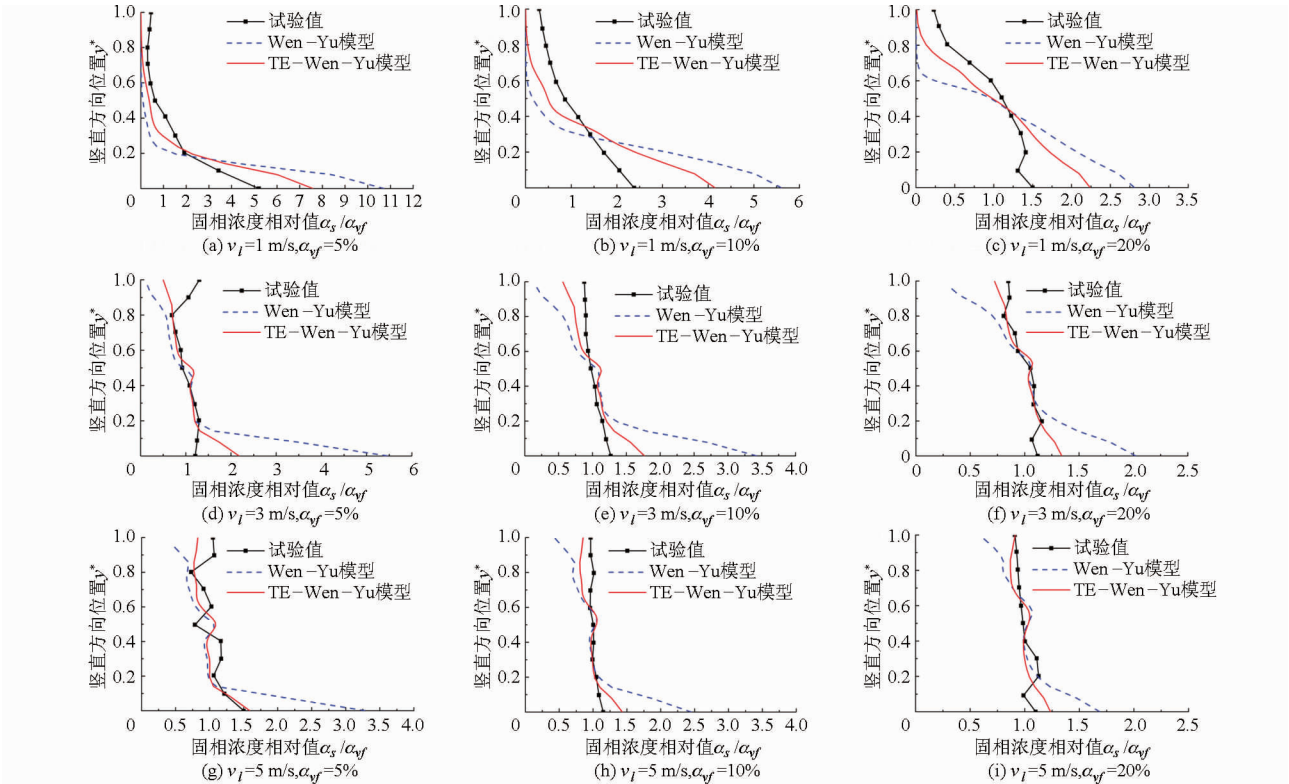


图 7 2 种阻力模型浓度分布计算值与试验值对比

Fig. 7 Comparisons of calculated solid concentration distributions of two type drag models and experimental data

表 1 $y^* = 0$ 处 2 种阻力模型固相浓度计算相对误差

Tab.1 Relative error of calculated solid concentration for two type drag models at $y^* = 0$ %

进口流速 $v_l/$ ($\text{m}\cdot\text{s}^{-1}$)	$\alpha_{tf} = 5\%$		$\alpha_{tf} = 10\%$		$\alpha_{tf} = 20\%$	
	Wen-Yu 模型	TE - Wen-Yu 模型	Wen-Yu 模型	TE - Wen-Yu 模型	Wen-Yu 模型	TE - Wen-Yu 模型
		模型		模型		模型
1	105.2	44.2	134.7	73.2	87.3	49.3
3	533.3	81.7	169.3	39.4	80.4	19.6
5	118.7	6.0	112.2	24.3	53.6	12.7

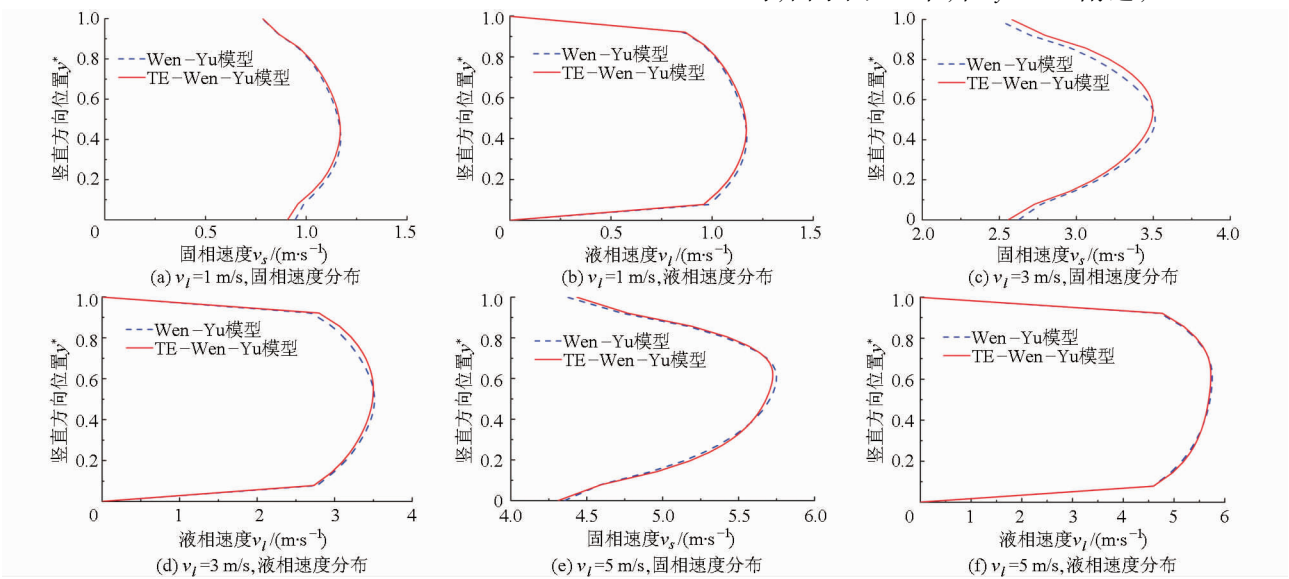


图 8 2 种阻力模型固相、液相速度分布计算值对比

Fig. 8 Comparisons of calculated solid velocity and liquid velocity distributions for two type drag models

Yu 模型的固相浓度计算值大于 Wen - Yu 模型, 在 $y^* = 0$ 附近, TE - Wen - Yu 模型小于 Wen - Yu 模型, 因此对应的图 8c 中, 在 $y^* = 1$ 附近, TE - Wen - Yu 模型的固相速度计算值大于 Wen - Yu 模型, 在 $y^* = 0$ 附近, TE - Wen - Yu 模型固相速度计算值小于 Wen - Yu 模型, 液相速度分布也有相同的分布趋势。

由此可知, 相比于 Wen - Yu 模型, TE - Wen - Yu 模型引起的固相浓度分布的变化, 带来固相速度、液相速度分布相应的改变, 只是速度变化值相对较小。

4 结论

(1) 针对低浓度水沙两相流的计算, 本文的

TE - Wen - Yu 模型, 避免了已有的考虑湍流影响的阻力系数无法直接用于现有阻力模型情况的出现, 又解决了 Wen - Yu 模型中由标准阻力系数曲线演变而来的阻力系数未考虑湍流影响而带来的计算不准确问题。

(2) 在不同进口流速、不同进口含沙浓度的水沙两相流计算中, 相比于 Wen - Yu 模型, TE - Wen - Yu 模型计算得到的固相浓度分布更接近试验结果, 得到的固相速度、液相速度分布随着相应的固相浓度分布的变化而变化, 变化趋势与固相浓度分布的改变相对应, 只是变化值相对较小。

参 考 文 献

- ESMAILI 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(6): 375 - 386.
- 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.
- Fluent Inc. . FLUENT user's guide[M]. Canonsburg: Fluent Inc. , 2015.
- SYAMLAL M, BRIEN O. Simulation of granular layer inversion in liquid fluidized beds[J]. International Journal of Multiphase Flow, 1988, 14(4): 473 - 481.
- WEN C Y, YU Y H. Mechanics of fluidization[J]. Chemical Engineering Progress Symposium Series, 1966: 100 - 111.
- GIDASPOW D, BEZBURUAH R. Hydrodynamics of circulating fluidized beds, kinetic theory approach[C] // Proceeding of the 7th Engineering Foundation Conference on Fluidization, 1992: 75 - 82.
- LU Huilin, HE Yurong, GIDASPOW D. Hydrodynamic modeling of binary mixture in a gas bubbling fluidized bed using the kinetic theory of granular flow[J]. Chemical Engineering Science, 2003, 58(7): 1197 - 1205.
- 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)
- 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, 2002, 4: 145 - 154.
- 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 Tianning. 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)
- 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)
- 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)
- WACHEM M, SCHOUTEN C, BLEEK M, et al. Comparative analysis of CFD models of dense gas solid systems[J]. AIChE Journal, 2001, 47(5): 1035 - 1051.
- SYAMLAL M, ROGERS W, BRIEN O. MFIx documentation: volume1, theory guide[M]. Springfield: National Technical Information Service, 1993.
- SYAMLAL M, BRIEN O. The derivation of a drag coefficient formula from velocity-voidage correlations[R]. Unpublished Report, 1987: 225 - 230.
- 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.
- WEN Y, YU Y H. Mechanics of fluidization[J]. Chemical Engineering Progress Symposium Series, 1966, 62: 100 - 111.
- BAGCHI P, BALACHANDAR S. Effect of turbulence on the drag and lift of a particle[J]. Physics of Fluids, 2003, 15(11): 3496 - 3513.

- capacity in rice grain [J]. *Cereal Chemistry*, 2009, 86(6):609–615.
- 10 KIM Sang-You, PARK Hyun-Jun, BYUN Sang-Jin. Method for preparing germinated brown rice having improved texture and cookability without microbial contamination and a germinated brown rice obtained therefrom; US 7217436[P]. 2007–05–15.
- 11 DERYCKE V, VERAVERBEKE W S, VANDEPUTTE G E, et al. Impact of proteins on pasting and cooking properties of nonparboiled and parboiled rice [J]. *Cereal Chemistry*, 2005, 82(4): 468–474.
- 12 AKEMI K Horigane, HITOSHI Takahashi, SACHIO Maruyama, et al. Water penetration into rice grains during soaking observed by gradient echo magnetic resonance imaging [J]. *Journal of Cereal Science*, 2006, 44(3): 307–316.
- 13 GENKAWA T, INOUE A, UCHINO T, et al. Optimization of drying condition for brown rice with low moisture content [J]. *Journal of the Faculty of Agriculture, Kyushu University*, 2007, 52(2): 381–385.
- 14 FISHER A V. A review of the technique of estimating the composition of livestock using the velocity of ultrasound [J]. *Computers and Electronics in Agriculture*, 1997, 17(2): 217–231.
- 15 陈晓明, 李开绵, 台建祥, 等. 木薯皮总香豆素活性物质超声波提取工艺优化[J]. *农业机械学报*, 2012, 43(1): 158–165.
- CHEN Xiaoming, LI Kaimian, TAI Jianxiang, et al. Response surface methodology on ultrasonic extraction technology of total coumarin from Cassava peel [J]. *Transactions of the Chinese Society for Agricultural Machinery*, 2012, 43(1): 158–165. (in Chinese)
- 16 HUANG Q, LI L, FU X. Ultrasound effects on the structure and chemical reactivity of cornstarch granules [J]. *Starch*, 2007, 59(8): 371–378.
- 17 扈战强, 代飞云, 陈琴, 等. 超声波辅助酶处理对糙米理化特性的影响[J]. *中国粮油学报*, 2013, 28(5): 1–6.
- HU Zhanqiang, DAI Feiyun, CHEN Qin, et al. The influence of ultrasound-assisted enzymatic treatment on physicochemical properties of brown rice [J]. *Journal of the Chinese Cereals and Oils Association*, 2013, 28(5): 1–6. (in Chinese)
- 18 高振鹏, 岳田利, 袁亚宏, 等. 超声波对糖化酶酶解作用的影响[J]. *农业机械学报*, 2012, 43(10): 138–142.
- GAO Zhenpeng, YUE Tianli, YUAN Yahong, et al. Effect of ultrasonic on enzymolysis for glucoamylase [J]. *Transactions of the Chinese Society for Agricultural Machinery*, 2012, 43(10): 138–142. (in Chinese)
- 19 MASON T J, PANIWNKY L, LORIMER J P. The uses of ultrasound in food technology [J]. *Ultrasonics Sonochemistry*, 1996, 3(3): 253–260.
- 20 CUI Lu, PAN Zhongli, YUE Tianli, et al. Effect of ultrasonic treatment of brown rice at different temperatures on cooking properties and quality [J]. *Cereal Chemistry*, 2010, 87(5): 403–408.
- 21 崔璐, 冯艳芸, 胡亚云, 等. 探头式超声波处理对糙米理化特性和食用品质的影响[J]. *农业机械学报*, 2015, 46(10): 266–273.
- CUI Lu, FENG Yanyun, HU Yayun, et al. Effect of ultrasonic probe treatment on physicochemical properties and taste quality of brown rice [J]. *Transactions of the Chinese Society for Agricultural Machinery*, 2015, 46(10): 266–273. (in Chinese)

(上接第 98 页)

- 19 CLIFT R, GAUVIN W H. Motion of entrained particles in gas streams[J]. *The Canadian Journal of Chemical Engineering*, 1971, 49: 439–448.
- 20 BRUCATO A, GRISAFI F, MONTANTE G. Particle drag coefficients in turbulent fluids[J]. *Chemical Engineering Science*, 1998, 53(18): 3295–3314.
- 21 ZARIN A. Sphere drag in solid rockets-non-continuum and turbulence effects[J]. *Combustion Science and Technology*, 1971, 3(6): 273–285.
- 22 郭烈锦. 两相流与多相流动力学[M]. 西安:西安交通大学出版社, 2002.
- 23 UHLHERR P H, SINCLAIR C G. The effect of freestream turbulence on the drag coefficients of spheres[C] // *Proceedings of Chemeca 1*, 1970.
- 24 唐学林, 余欣, 任松长, 等. 固液两相流体动力学及其在水力机械中的应用[M]. 郑州:黄河水利出版社, 2006.
- 25 MESSA V, MALAVASI S. Numerical prediction of dispersed turbulent liquid-solid flows in vertical pipes [J]. *Journal of Hydraulic Research*, 2014, 52(5): 684–692.
- 26 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: 177–187.
- 27 王福军. 流体机械旋转湍流计算模型研究进展[J]. *农业机械学报*, 2016, 47(2): 1–14.
- WANG Fujun. Research progress of computational model for rotating turbulent flow in fluid machinery[J]. *Transactions of the Chinese Society for Agricultural Machinery*, 2016, 47(2): 1–14. (in Chinese)
- 28 喻黎明, 邹小艳, 谭弘, 等. 基于 CFD-DEM 耦合的水力旋流器水沙运动三维数值模拟[J]. *农业机械学报*, 2016, 47(1): 126–132.
- YU Liming, ZOU Xiaoyan, TAN Hong, et al. 3D numerical simulation of water and sediment flow in hydrocyclone based on coupled CFD-DEM[J]. *Transactions of the Chinese Society for Agricultural Machinery*, 2016, 47(1): 126–132. (in Chinese)