

DOI: 10.7652/xjtub201905013

考虑转捩的 SST 模型在冲击射流传热中的应用

黄华坤¹, 孙铁志¹, 尤天庆², 张桂勇^{1,3,4}, 回达¹, 宗智^{1,3,4}

(1. 大连理工大学船舶工程学院, 116024, 辽宁大连; 2. 北京宇航系统工程研究所, 100076, 北京;

3. 大连理工大学工业装备与结构分析国家重点实验室, 116024, 辽宁大连;

4. 高新船舶与深海开发装备协同创新中心, 200240, 上海)

摘要: 针对基于 RANS 方法的湍流模型对冲击射流传热中难以准确预测的问题, 基于 SST $k-\omega$ 模型耦合 Kato-Launder 模型和间歇性湍流模型, 提出了一种考虑转捩的 SST 湍流模型用于射流传热中的数值模拟研究。在冲击距离 $H/B=4$ 、雷诺数 $Re=20\ 000$ 的情况下, 通过将传热和平均速度两个方面的数值计算结果与实验数据以及其他数值计算结果作对比, 表明建立的数值模型方法准确地预测了努塞尔数的分布及其第二峰值的位置和流场结构。在此基础上研究了冲击距离分别为 2、4、9, $Re=20\ 000$ 时沿壁面的压力分布和努塞尔数分布的情况, 发现当 $H/B \leq 4$ 时, 下游压力沿着壁面逐渐增大, 此时努塞尔数第二峰值的特征明显; 当 $H/B=9$ 时, 下游压力几乎不变, 同时努塞尔数第二峰值消失。结果表明, 第二峰值与逆压梯度存在着一定的联系。

关键词: 冲击射流; 传热; SST 模型; 间歇性湍流模型; 逆压梯度

中图分类号: TK12 **文献标志码:** A **文章编号:** 0253-987X(2019)05-0092-08

Application of SST Model with Flow Transition in Impinging Jet Heat Transfer

HUANG Huakun¹, SUN Tiezhi¹, YOU Tianqing², ZHANG Guiyong^{1,3,4},
HUI Da¹, ZONG Zhi^{1,3,4}

(1. School of Naval Architecture, Dalian University of Technology, Dalian, Liaoning 116024, China; 2. Beijing

Institute of Astronautical Systems Engineering, Beijing 100076, China; 3. State Key Laboratory of Structural

Analysis for Industrial Equipment, Dalian University of Technology, Dalian, Liaoning 116024, China;

4. Collaborative Innovation Center for Advanced Ship and Deep-Sea Exploration, Shanghai 200240, China)

Abstract: For impinging jet heat transfer, traditional Reynolds-averaged Navier-Stokes (RANS) turbulence models suffer the problem of inaccuracy. An SST $k-\omega$ turbulence model coupled with the Kato-Launder model and intermittent transition model was proposed to solve the above problem. The numerical results of heat transfer and mean velocity were compared with experimental data and other numerical results published in the literature for the case of $H/B=4$ and $Re=20\ 000$, which shows that the modified model has good performance in predicting Nusselt number distribution as well as fluid flow behavior. The pressure distribution and Nusselt number distribution for different nozzle-plate spacings of 2, 4 and 9 with $Re=20\ 000$ were further investigated. The results show that for $H/B \leq 4$, the pressure increases along the impinging plate

收稿日期: 2018-08-11。 作者简介: 黄华坤(1993—), 男, 硕士生; 张桂勇(通信作者), 男, 教授。 基金项目: 国家自然科学基金资助项目(51579042, 51639003, 51709042); 国家“千人计划”青年项目(D1007001); 中央高校基本科研业务费专项资金资助项目(DUT16ZD218, DUT17ZD311, DUT18RC(4)018, DUT2017TB05)。

网络出版时间: 2019-02-21

网络出版地址: <http://kns.cnki.net/kcms/detail/61.1069.T.20190220.1638.015.html>

downstream and there is an obvious second peak; for $H/B=9$, there is a nearly constant pressure distribution and the second peak disappears. It indicates that the second peak is associated with the adverse pressure gradient.

Keywords: impinging jet; heat transfer; SST model; intermittent turbulence model; adverse pressure gradient

冲击射流由于具有强烈的换热效果,受到了各行业的广泛关注^[1]。对于垂直或短距起降(V/STOL)的军用飞机,射流与地面之间的相互作用对飞机的设计具有重要的影响^[2]。在航母上起降的V/STOL飞机不仅牵涉到飞机本身,更有可能影响到甲板结构的安全。除此之外,冲击射流原理广泛应用于造纸、纺织等涉及到的干燥、冷却和加热等工业过程。

早期的研究表明,使用 $k-\epsilon$ 模型在传热问题的预测上与实验值偏差很大,而且在冲击距离较短时无法准确地预测出努塞尔数 Nu 的第二峰值^[2-6]。此外,前人的研究表明标准两方程模型容易过高预测滞止点附近的湍动能^[7]。Kato 和 Launder 从滞止点附近的流体趋于无旋、涡量趋于零的角度出发,提出了基于涡量和应变的湍动能产生项,以降低滞止点附近湍动能的生成^[8]。因而,Kato-Launder 模型被推荐应用于冲击射流问题^[9]。

然而,努塞尔数第二峰值依然很难被湍流模型准确地预测到。研究表明,努塞尔数第二峰值受层流到湍流转捩的影响^[10]。Uddin 等通过 LES 模型进一步揭示了涡的形成和发展对努塞尔数第二峰值的影响^[11]。Sharif 等在研究中指出具备计算层流到湍流转捩能力的模型能更好地预测努塞尔数第二峰值^[12],当前广泛使用的转捩模型为低雷诺数湍流模型。低雷诺数转捩模型是一种基于黏性底层特性、通过阻尼因子修改底层湍流黏度的方法来模拟转捩的模型,因此模拟转捩的能力有限^[13]。Dutta 等通过数值计算表明,使用低雷诺数 SST $k-\omega$ 模型能获得和非转捩模型相比更准确的努塞尔数分布^[14]。然而,在冲击距离增大时,低雷诺数 SST $k-\omega$ 模型的预测能力差于标准 $k-\epsilon$ 和 $k-\omega$ 模型,因为低雷诺数 SST $k-\omega$ 模型预测了伪二次峰值。

因此,准确地模拟冲击射流的传热现象仍然是国内外学者重点关注的问题。本文在文献^[15]推荐的 SST $k-\omega$ 模型的基础上,加入了 Kato-Launder 模型以避免湍流模型过高地预测滞止点附近的湍动能。同时,为了更好地预测层流到湍流的转捩过程,将一方程湍流间歇转捩模型加入到求解方程中,并

通过与实验数据对比来评价改进的 SST $k-\omega$ 湍流模型在射流冲击问题中的适用性。一方程间歇转捩模型是基于层流到湍流的转捩机理,利用间歇因子控制湍流的生成,同时基于经验公式对转捩过程进行求解而建立的模型^[16]。基于建立的数值方法探究了不同冲击高度下压力梯度对努塞尔数第二峰值的影响,获得的结果可丰富射流换热问题的机理内涵。

1 数值计算方法

1.1 基本控制方程

控制方程包括连续性方程、动量方程和能量方程,表达式如下

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \frac{\partial(\rho u_i)}{\partial x_i} = 0 \quad (1)$$

$$\begin{aligned} \frac{\partial(\rho u_i)}{\partial t} + \frac{\partial(\rho u_i u_j)}{\partial x_j} = & -\frac{\partial p}{\partial x_i} + \\ \frac{\partial}{\partial x_j} \left[\mu_t \left(\frac{\partial u_i}{\partial x_j} + \frac{\partial u_j}{\partial x_i} - \frac{2}{3} \delta_{ij} \frac{\partial u_l}{\partial x_l} \right) \right] + & \frac{\partial}{\partial x_j} (-\rho \overline{u_i' u_j'}) \end{aligned} \quad (2)$$

$$\left(\frac{\partial(\rho C_p T)}{\partial t} + \frac{\partial(\rho C_p u_i T)}{\partial x_j} \right) = \frac{\partial}{\partial x_j} \left[K \frac{\partial T}{\partial x_i} - \rho C_p \overline{u_i' T'} \right] \quad (3)$$

式中: ρ 表示密度; μ_t 表示涡黏系数; u, u' 分别表示速度和脉动速度; C_p 表示比定压热容; K 表示导热系数; T, T' 分别表示温度和脉动温度; $\overline{u_i' u_j'}$ 、 $\overline{u_i' T'}$ 分别表示雷诺应力和湍流热通量。

1.2 SST $k-\omega$ 湍流模型

SST $k-\omega$ 模型是由 Menter 提出的一种基于标准 $k-\epsilon$ 模型和 $k-\omega$ 模型的混合模型^[17],因此 SST $k-\omega$ 模型在壁面射流区能准确地预测流动特征,同时可避免对远场边界条件的敏感性。该模型还添加了逆压梯度修正项,这使得 SST $k-\omega$ 模型广泛应用于如冲击射流等逆压梯度和分离流问题中。除了前面提到的控制方程外,为封闭模型,在模型中增加了湍动能 k 和比耗散率 ω ,表达式如下

$$\mu_t = \frac{\rho k}{\omega} \frac{1}{\max(1/\alpha^*, SF_2/a_1 \omega)} \quad (4)$$

$$\frac{\partial(\rho k)}{\partial t} + \frac{\partial}{\partial x_j} (\rho k u_j) = \frac{\partial}{\partial x_j} \left(\Gamma_k \frac{\partial k}{\partial x_j} \right) + G_k - Y_k + S_k \quad (5)$$

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho\omega) + \frac{\partial}{\partial x_j}(\rho\omega u_j) = \frac{\partial}{\partial x_j}\left(\Gamma_\omega \frac{\partial \omega}{\partial x_j}\right) + G_\omega - Y_\omega + D_\omega + S_\omega \quad (6)$$

式中: α^* 为阻尼因子; a_1 为经验常数, 取 0.31; S 为应变率; $F_2 = \tanh(\Phi_2^2)$, $\Phi_2 = \max\left(\frac{2\sqrt{k}}{0.09\omega y}, \frac{500\mu}{\rho y^2 \omega}\right)$, y 为节点至壁面的距离; G_k 为湍动能产生项; G_ω 为 ω 生成项; Γ_k 和 Γ_ω 代表 k 和 ω 的有效扩散率; Y_k 和 Y_ω 代表 k 和 ω 的耗散; S_k 和 S_ω 代表 k 和 ω 的源项, 相关表达式及其定义参见文献[7]。

1.2.1 Kato-Launder 模型 SST $k-\omega$ 等两方程普遍存在的一个问题是产生了过高的湍动能[7], 导致 SST $k-\omega$ 模型在滞止点处预测的传热率过高。Kato 和 Launder 对产生的湍动能项进行了如下修正[8]

$$G_k = \mu_1 S^2 \quad (7)$$

式中 $S = \sqrt{2S_{ij}S_{ij}}$, $S_{ij} = \frac{1}{2}\left(\frac{\partial U_i}{\partial x_j} + \frac{\partial U_j}{\partial x_i}\right)$, 修正后

$$G_k = \mu_1 S \Omega \quad (8)$$

其中 $\Omega = \sqrt{2\Omega_{ij}\Omega_{ij}}$, $\Omega_{ij} = \frac{1}{2}\left(\frac{\partial U_i}{\partial x_j} - \frac{\partial U_j}{\partial x_i}\right)$ 。

1.2.2 湍流间歇转捩模型 间歇转捩模型从 Transition SST 模型中发展而来, 该模型考虑了自然转捩、分离流转捩[18]和横流不稳定[7]等多种转捩机制, 被广泛用于三维机翼转捩预测问题。间歇转捩模型的输运方程如下

$$\frac{\partial(\rho\gamma)}{\partial t} + \frac{\partial(\rho U_j \gamma)}{\partial x_j} = P_\gamma - E_\gamma + \frac{\partial}{\partial x_j}\left[\left(\mu + \frac{\mu_1}{\sigma_\gamma}\right) \frac{\partial \gamma}{\partial x_j}\right] \quad (9)$$

在转捩模型的源项中, 通过式(10)触发该模型

$$Re_\alpha(T_u, \lambda_\theta) = C_{TU1} + C_{TU2} \exp[-C_{TU3} T_u F_{PG}(\lambda_\theta)] \quad (10)$$

式中: Re_α 表示临界动量厚度雷诺数; T_u 和 λ_θ 分别表示逼近自由湍流强度和压力梯度的局部变量; F_{PG} 的定义参见文献[7]。

1.3 改进的 SST $k-\omega$ 湍流模型

如前所述, SST $k-\omega$ 模型一方面结合了标准 $k-\omega$ 模型和 $k-\epsilon$ 模型的优点, 另一方面增加了对逆压梯度的修正项, 如式(4)所示。逆压梯度修正被认为是 SST $k-\omega$ 模型能准确预测冲击射流传热和流动的原因之一[19]。然而, SST $k-\omega$ 模型中式(5)的应力项 S 在滞止点附近往往过大, 使得湍动能产生项 G_k 偏大, 导致 SST $k-\omega$ 模型难以预测有涡脱落的流动[8], 同时在滞止点处产生过高的传热率。对于 Kato-Launder 模型, 从式(7)和式(8)中可以看出其降低了湍动能的产生, 特别是在滞止区流动趋于无旋时, Ω

将趋于 0。

尽管如此, Wienand 等同时对 SST $k-\omega$ 模型以及 Kato-Launder 模型进行了研究, 发现努塞尔数第二峰值依然难以被准确地捕捉[9]。由于第二峰值与转捩相关, 因此间歇转捩模型的引入有可能提高模型对转捩的预测能力。考虑到冲击射流涉及到强逆压梯度、流动分离和涡的形成与发展, 因此将上述 3 种模型进行结合可能会提高其对冲击射流传热的预测能力。基于以上讨论, 将 Kato-Launder 模型和间歇转捩模型与式(5)进行耦合, 如下所示

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho k) + \frac{\partial}{\partial x_j}(\rho k u_j) = \frac{\partial}{\partial x_j}\left(\Gamma_k \frac{\partial k}{\partial x_j}\right) + G_k^* - Y_k^* + S_k \quad (11)$$

$$G_k^* = \gamma G_k = \gamma \mu_1 \Omega S \quad (12)$$

$$Y_k^* = \min(\max(\gamma, 0.1), 1.0) Y_k \quad (13)$$

1.4 计算模型及求解设置

计算模型如图 1 所示, 其中喷嘴的宽度为 B , 长度 $L = 50B$ 。由于计算模型关于 y 轴对称, 为提高计算效率, 建立 1/2 模型进行计算。

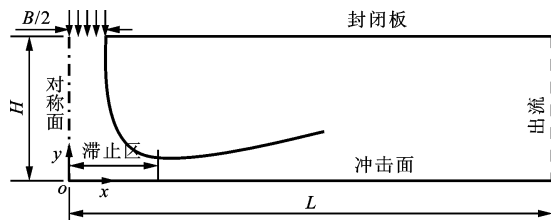


图1 计算模型和边界条件

入口设置为速度入口条件, 平均速度入口雷诺数以射流出口作为特征尺度, 入口温度 $T = 300$ K, 普朗特数 Pr 取 0.72, 湍流强度 $I = 0.027$, 湍流的特征长度 $l_c = 0.015B$, 入口湍动能 $k_{in} = (UI)^2$, 入口比耗散率 $\omega_{in} = \sqrt{k}/27l_c C^{0.25}$, $C = 0.09$; 冲击面设置为无滑移壁面, 温度设置为固定温度 T_w ; 封闭板设置为无滑移壁面, $T = 300$ K; 对称面设置为 symmetry; 出口采用出流(outflow)边界条件, 出口压力设为 101 325 Pa。

本文计算选择基于压力基的稳态求解器, 即 SIMPLE 算法。梯度离散格式采用 Least Squares Cell Based, 压力离散格式采用 PRESTO, 动量和湍动能等采用二阶迎风格式。

1.5 网格划分及无关性验证

采用结构型网格划分计算域, 在冲击面附近和 $x = B/2$ 的位置加密网格。对 $Re = 20\ 000$ 、 $H/B = 4$ 的算例, 沿 x 和 y 方向的节点分布为 $N_x \times N_y = 310 \times 100$ 。本次计算选用 4 种不同的 y^+ ($y^+ =$

$y \sqrt{\tau_w \rho} / \mu, \tau_w$ 表示壁面处的切应力)进行无关性验证,计算结果如图2所示。

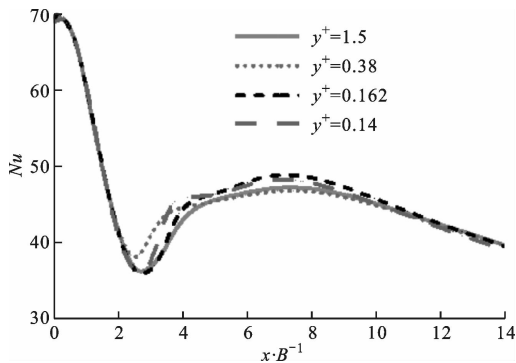


图2 网格无关性验证

从图2中可以看出,4种网格计算得到的努塞尔数在滞止点处基本重合,其中 $y^+ = 0.162$ 和 $y^+ = 0.14$ 的网格在 $x/B = 3$ 处的相对误差为3%,在 $x/B = 7.4$ 处的相对误差为1.1%,两种网格的努塞尔数分布曲线基本重合,可认为此时的解已满足网格无关性要求。因此,在没有特别声明的情况下,后续研究选取 $y^+ = 0.162$ 作为 $H/B = 4$ 时的计算网格。

2 结果分析与讨论

首先选用 $H/B = 4$ 的带有封闭板的平板冲击射流算例,其几何模型和边界条件如图1所示。为描述冲击射流与壁面间的换热效果,采用局部努塞尔数 Nu 来表示,其定义为 $Nu = (\partial T / \partial y)_w / [(T_w - T_{in}) / B]$,其中 T_w 和 T_{in} 分别表示冲击面和入口处的温度。为了说明本文所用模型的有效性,文中选用 $H/B = 4$ 时 Ashforth 等^[20] 和 Zhe 等^[21] 的实验数据,并与 Kubacki 等^[19] 和 Khalaji 等^[22] 使用不同的湍流模型对同一问题计算得到的结果进行比较。相关结果从温度场、速度分布两方面进行讨论,并在此基础上对不同冲击高度下逆压梯度对努塞尔数分布的影响进行分析。

2.1 温度场分析

图3给出了 $H/B = 4$ 时采用不同模型计算得到的努塞尔数与实验数据的分布情况。从图中可以看出,在 $x/B = 3$ 的位置努塞尔数达到极小值,随后传热率逐渐增大,在 $x/B = 7$ 处达到第二峰值。介于二次峰值和极小值之间的区域称为转捩区($3 \leq x/B \leq 7.4$)。在滞止点处,传热率与湍流强度紧密相关,较高的湍流强度引起湍动能的过快增长,导致传热率增加。此外,来自上游的湍动能传递到下游,从而

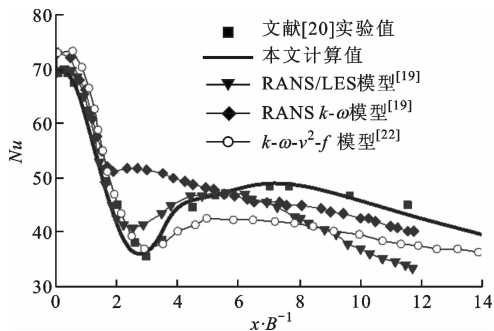


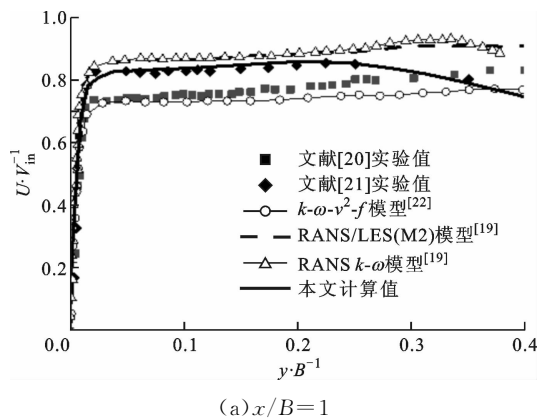
图3 $Re = 20\,000$ 、 $H/B = 4$ 时数值计算结果与实验数据的对比

引起转捩的发生。从图3中可以看到,在滞止区,图3中所列的模型基本都准确地预测了努塞尔数。这是因为在基于 $k-\omega$ 的模型中,通过限制涡黏系数(式(4))来限制雷诺应力过快增长的方法被广泛地使用,保证了该区域处于较低湍流度的状态^[17],从而达到了限制湍动能的目的。同时,改进的 SST $k-\omega$ 模型由于 Kato-Launder 模型的作用,预测的努塞尔数比 RANS $k-\omega$ 模型和 $k-\omega-v^2-f$ 模型要低,但更符合实验结果。在转捩区,RANS/LES 模型、 $k-\omega-v^2-f$ 模型和本文改进的 SST $k-\omega$ 模型都准确地捕获了转捩点($x/B = 3$)。然而,在第二峰值的预测上,图3中各模型表现出了明显的差异,其中 RANS $k-\omega$ 模型、 $k-\omega-v^2-f$ 模型和 RANS/LES 模型均无法准确地捕捉到努塞尔数的第二峰值的大小和位置,而对于改进的 SST $k-\omega$ 模型,由于转捩模型的加入,以及在滞止点处准确地预测了第一峰值,从而准确地捕捉到了转捩点。这说明改进的 SST $k-\omega$ 模型准确地预测了一个应力场,在应力作用下,湍流强度逐渐增大从而导致转捩的发生。同时,在 $2 \leq H/B \leq 4$ 的范围内,RANS $k-\omega$ 模型获得的传热率高于改进的 SST $k-\omega$ 模型,可能的解释是改进的 SST $k-\omega$ 模型在式(4)中增加了逆压梯度修正。这是因为在逆压梯度层中,湍动能的产生大于耗散^[23],如果不加以修正,则其预测的湍动能往往过高。因此,如前面分析,这也是 SST $k-\omega$ 模型被推荐用于冲击射流传热预测的原因之一。在第二峰值附近,受涡破碎的影响,Kato-Launder 模型中的涡量随着涡的破碎而增大,湍动能的生成项变大,从而引起传热率增大。改进的 SST $k-\omega$ 模型在滞止点处准确地预测了努塞尔数,并且成功预测了努塞尔数第二峰值的位置及其分布;与实验得到的努塞尔数最小值位置相比,计算得到的最小值位置在 $x/B = 2.77$ 处,相对误差为7.6%,第二峰值的位置为 $x/B = 7.30$,相对误差为

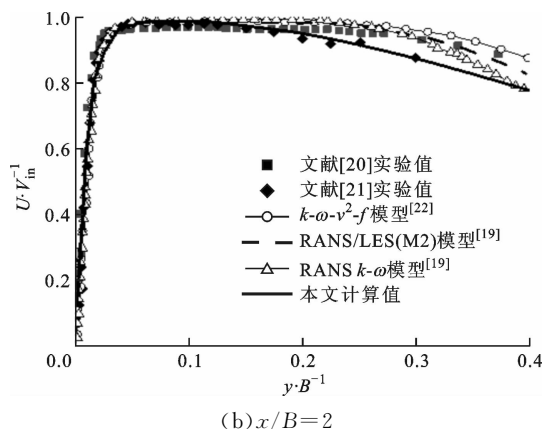
1.35%。由于RANS $k-\omega$ 模型对转捩预测的能力较弱,因此基于RANS $k-\omega$ 模型的RANS/LES模型和 $k-\omega-v^2-f$ 模型均是在靠近壁面附近采用RANS $k-\omega$ 模型,在边界层外采用LES模型或者 v^2-f 模型,因此这种在不改变黏性层的情况下对模型进行的改进,很难准确地预测努塞尔数第二峰值现象。

2.2 速度场分析

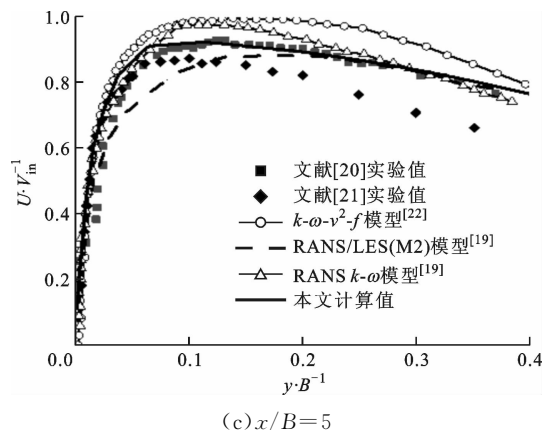
为了尽可能地考虑实验的不确定性因素,将数值计算结果与Ashforth等^[20]和Zhe等^[21]的实验数据均作了对比。图4给出了 x 方向的归一化平均速度 U/V_{in} 沿 y 方向的分布情况。在滞止区附近,由于流线的聚集,产生了一个较大的应力场^[21]和较低的湍流强度,离滞止点越远,应力越小。因此,流动方向的法向速度梯度从一个极大值向出口方向逐渐降低,如图4所示。由于应力的影响,湍流强度随着 x/B 的增加逐渐变大,从而促使了转捩的发生。在 $x/B=5$ 和 $x/B=7$ 两个位置,可以明显看到减速区的存在。减速区的形成受涡发展的影响^[24]。在 $x/B=1, 2$ 的位置,从前面的分析中已知,所有的模型在滞止区附近产生了一个较低的湍流强度,因此均获得了较符合实验的结果,这也同时反映在了滞止点附近对努塞尔数的预测上。随着湍流强度的增大,在转捩区 $x/B=5$ 的位置,改进的SST $k-\omega$ 模型表现得最好。在 $x/B=7$ 的位置,即涡结构附近^[24],改进的SST $k-\omega$ 模型过高地预测了速度分布,但是仍然比传统的RANS $k-\omega$ 模型和 $k-\omega-v^2-f$ 模型更接近于实验结果,此时只有采用RANS/LES混合模型才能得到与实验较一致的结果。这是因为RANS/LES模型结合了LES模型在处理涡方面的优点,因此在该位置预测的速度也最为准确。Hadziabdic等提供了另外一种可能的解释,他们通过LES模型对二次峰值展开研究发现,涡和壁面间的相互作用引起的流动分离造成了二次峰值的形成^[25]。流动分离过程中伴随着逆压梯度的形成,压



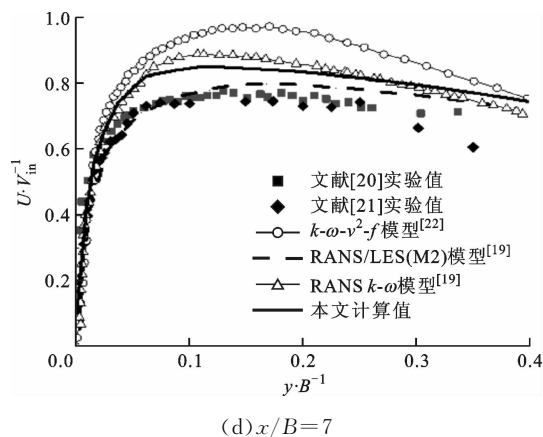
(a) $x/B=1$



(b) $x/B=2$



(c) $x/B=5$



(d) $x/B=7$

图4 $Re=20\,000$ 、 $H/B=4$ 情况下 x 方向的归一化平均速度沿 y 方向的分布

力增大,导致速度减小,可能的原因是SST $k-\omega$ 模型对逆压梯度并不是特别敏感^[23],因此造成了改进的SST $k-\omega$ 模型过高地预测了速度的分布。然而,总体上看,考虑到模型的计算效率和计算精度,本文所用的湍流模型仍然有一定的优势。

2.3 不同冲击距离的影响

如前所述,努塞尔数第二峰值归因于层流到湍流之间的转捩。然而,Hadziabdic等认为流动的分流才是努塞尔数第二峰值产生的原因^[25]。结合以

上两种观点,说明 SST $k-\omega$ 模型和转捩模型相结合,能较好地预测努塞尔数第二峰值的特征及其分布,但是对于速度场的预测,在第二峰值附近,预测的速度依然偏大。为了进一步研究流动分离对努塞尔数第二峰值的影响,在前面的基础上,选取 $H/B=2, 4, 9.2$ 进行计算。对应的雷诺数为 20 000。图 5 显示了不同冲击距离下努塞尔数的分布情况。从图中可以看出,在 $H/B=9.2$ 时,努塞尔数第二峰值消失,在 $H/B\leq 4$ 时,努塞尔数第二峰值较为明显。

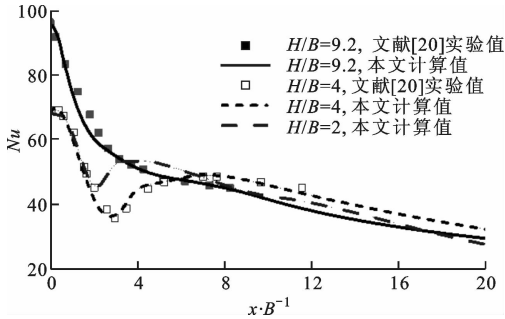
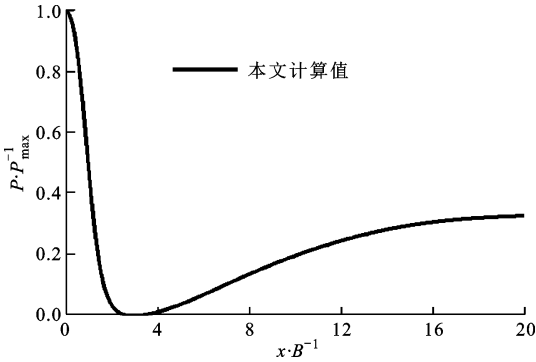
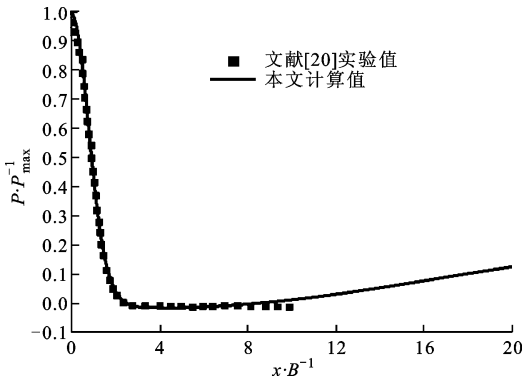


图 5 不同冲击距离下的努塞尔数分布

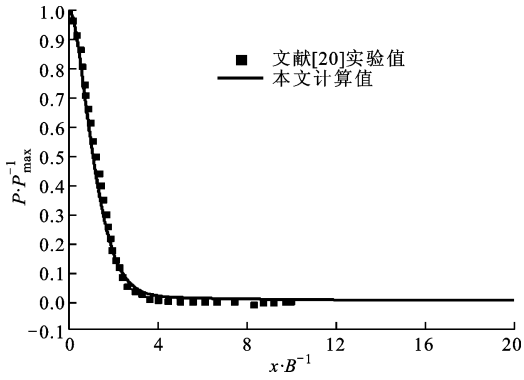
图 6 显示了不同冲击距离下压力沿冲击面的分布情况,其中 P 表示压力, $P_{\max}$ 表示滞止点处的压力。从图中可以看出:当 $H/B\leq 4$ 时,在下游区域,压力逐渐增大,预示着逆压梯度区的存在,从而导致



(a) $H/B=2$



(b) $H/B=4$



(c) $H/B=9.2$

图 6 不同冲击距离下沿冲击面的压力分布

速度降低;当 $H/B=9.2$ 时,下游压力几乎不变,相对应地,努塞尔数第二峰值也消失了。在滞止点附近,压力急剧地减小,由此形成了速度加速区,如图 4 所示。因此,可以认为逆压梯度和努塞尔数的第二峰值也存在着一定的联系,当下游区的逆压梯度消失,不存在流动分离时,努塞尔数第二峰值也会随着消失。

3 结 论

本文基于 RANS 方法,提出了一种改进的 SST $k-\omega$ 模型计算了 $H/B=4$ 时带有封闭板的平板冲击射流问题。通过将计算得到的温度分布和速度分布与实验数据对比,在二维平板冲击射流传热问题方面验证了改进模型的有效性,在此基础上研究了不同冲击距离下压力梯度对努塞尔数分布的影响。通过本文的研究工作,得到以下主要结论。

- (1)改进的 SST $k-\omega$ 模型与其他模型相比能够更准确地预测努塞尔数的分布以及第二峰值的位置。
- (2)在速度预测方面,与 RANS $k-\omega$ 和 $k-\omega-v^2-f$ 模型过高地预测速度分布相比,带有附加模型的 SST $k-\omega$ 模型给出了与 RANS/LES 模型基本相当,更符合实验的结果。
- (3)当 $H/B\leq 4$ 时,努塞尔数分布表现出明显的第二峰值的特征,此时在二次峰值附近存在着逆压梯度区;随着冲击距离的增大,逆压梯度区消失,努塞尔数第二峰值也随着消失。

参考文献:

[1] 周静伟,王玉刚,耿丽萍. 粗糙表面对非定常冲击射流传热的影响 [J]. 工程热物理学报, 2009, 30(4): 687-690.

- ZHOU Jingwei, WANG Yugang, GENG Liping. Effect of surface roughness on unsteady impinging jet heat transfer characteristics [J]. *Journal of Engineering Thermophysics*, 2009, 30(4): 687-690.
- [2] 陈庆光, 徐忠, 张永健. 湍流冲击射流与传热的数值模拟研究进展 [J]. *力学进展*, 2002, 32(1): 92-108. CHEN Qingguang, XU Zong, ZHANG Yongjian. Advances in numerical studies of turbulent impinging jet flow and heat transfer [J]. *Advances in Mechanics*, 2002, 32(1): 92-108.
- [3] 许坤梅, 张平. 半封闭圆管冲击射流湍流换热数值模拟 [J]. *北京理工大学学报*, 2003, 23(5): 540-544. XU Kunmei, ZHANG Ping. Numerical prediction of turbulent heat transfer in a semi-confined impinging jet [J]. *Transactions of Beijing Institute of Technology*, 2003, 23(5): 540-544.
- [4] CRAFT T J, GRAHAM L J W, LAUNDER B E. Impinging jet studies for turbulence model assessment; II An examination of the performance of four turbulence models [J]. *International Journal of Heat and Mass Transfer*, 1993, 36(10): 2685-2697.
- [5] QIAN C, MODI V J. Mass transfer in turbulent impinging slot jets [J]. *International Journal of Heat and Mass Transfer*, 1999, 42: 873-887.
- [6] ACHARI A M, DAS M K. Application of various RANS based models towards predicting turbulent slot jet impingement [J]. *International Journal of Thermal Sciences*, 2015, 98: 332-351.
- [7] LANGTRY R B, SJOLANDER S A. Prediction of transition for attached and separated shear layers in turbo machinery [C/OL] // 38th AIAA/ASME/SAE/ASEE Joint Propulsion Conference & Exhibit, 7-10 July 2002, Indianapolis, Indiana. [2018-07-25]. <https://doi.org/10.2514/6.2002-3641>.
- [8] KATO M, LAUNDER B E. The modelling of turbulent flow around stationary and vibrating square cylinders [C/OL] // Ninth Symposium on Turbulent Shear Flows, Kyoto, Japan, 1993. [2018-06-15]. <https://www.researchgate.net/publication/247931894>.
- [9] WIENAND J, RIEDELSHEIMER A, WEIGAND B. Numerical study of a turbulent impinging jet for different jet-to-plate distances using two-equation turbulence models [J]. *European Journal of Mechanics: B Fluids*, 2017, 61: 210-217.
- [10] COLUCCI D W, VISKANTA R. Effect of nozzle geometry on local convective heat transfer to a confined impinging air jet [J]. *Experimental Thermal and Fluid Science*, 1996, 13(1): 71-80.
- [11] UDDIN N, NEUMANN S O, WEIGAND B. LES simulations of an impinging jet: on the origin of the second peak in the Nusselt number distribution [J]. *International Journal of Heat and Mass Transfer*, 2013, 57(1): 356-368.
- [12] SHARIF M A R, MOTHE K K. Evaluation of turbulence models in the prediction of heat transfer due to slot jet impingement on plane and concave surfaces [J]. *Numerical Heat Transfer: Part B Fundamentals*, 2009, 55(4): 273-294.
- [13] WILCOX D A. *Turbulence modeling for CFD* [M]. San Diego, California, USA: Birminghams Press, Inc., 2006: 209-210.
- [14] DUTTA R, DEWAN A, SRINIVASAN B. Comparison of various integration to wall (ITW) RANS models for predicting turbulent slot jet impingement heat transfer [J]. *International Journal of Heat and Mass Transfer*, 2013, 65: 750-764.
- [15] ZUCKERMAN N, LIOR N. Jet impingement heat transfer: physics, correlations, and numerical modeling [J]. *Advance in Heat Transfer*, 2006, 39: 565-631.
- [16] 徐晓娟, 白俊强, 史亚云. 基于当地变量的一方程转捩预测模型 [J]. *西北工业大学学报*, 2016, 34(3): 404-410. XU Xiaojuan, BAI Junqiang, SHI Yayun. A one-equation transition model based on local variables [J]. *Journal of Northwestern Polytechnical University*, 2016, 34(3): 404-410.
- [17] MENTER F R. Two-equation eddy-viscosity turbulence models for engineering applications [J]. *AIAA Journal*, 1994, 32(8): 1598-1605.
- [18] 王刚, 刘毅, 王光秋, 等. 采用 γRe_θ 模型的转捩流动计算分析 [J]. *航空学报*, 2014, 35(1): 70-79. WANG Gang, LIU Yi, WANG Guangqiu, et al. Transitional flow simulation based on γRe_θ transition model [J]. *Acta Aeronautica et Astronautica Sinica*, 2014, 35(1): 70-79.
- [19] KUBACKI S, DICK E. Simulation of plane impinging jets with $k-\omega$ based hybrid RANS/LES models [J]. *International Journal of Heat and Fluid Flow*, 2010, 31(5): 862-878.
- [20] ASHFORTH-FROST S, JAMBUNATHAN K, WHITNEY C F. Velocity and turbulence characteristics of a semiconfined orthogonally impinging slot jet [J]. *Experimental Thermal and Fluid Science*, 1997, 14: 60-67.
- [21] ZHE J, MODI V. Near wall measurements for a tur-

- bulent impinging slot jet [J]. *Journal of Fluids Engineering*, 2000, 123(1): 112-120.
- [22] KHALAJI E, NAZARI M R, SEIFI Z. 2D numerical simulation of impinging jet to the flat surface by $k-\omega-v^2-f$ turbulence model [J]. *Heat and Mass Transfer*, 2015, 52(1): 127-140.
- [23] MENTER F R. Zonal two equation $k-\omega$ turbulence models for aerodynamic flows [C]//*Proceedings of the 23rd Fluid Dynamics Conference*. Reston, VA, USA: AIAA, 1993: 93-2906.
- [24] PARK T H, CHOI H G, YOO J Y, et al. Streamline upwind numerical simulation of two-dimensional confined impinging slot jets [J]. *International Journal of Heat and Mass Transfer*, 2002, 46: 252-262.
- [25] HADŽIABDIĆ M, HANJALIĆ K. Vortical structures and heat transfer in a round impinging jet [J]. *Journal of Fluid Mechanics*, 2008, 596: 221-260.

(编辑 荆树蓉)

(上接第 29 页)

- [6] LIAO Y, ZHANG P. Unbalance related rotor precession behavior analysis and modification to the holobalancing method [J]. *Mechanism and Machine Theory*, 2010, 45(4): 601-610.
- [7] DE CASTRO H F, CAVALCA K L, DE CAMARGO L, et al. Identification of unbalance forces by metaheuristic search algorithms [J]. *Mechanical Systems and Signal Processing*, 2010, 24(6): 1785-1798.
- [8] 章云, 梅雪松, 邹冬林, 等. 应用动力学模型的高速主轴无试重动平衡方法 [J]. *西安交通大学学报*, 2011, 45(7): 34-37.
- ZHANG Yun, MEI Xuesong, ZOU Donglin, et al. Model-based balancing method for high-speed machine tool spindle without trial weights [J]. *Journal of Xi'an Jiaotong University*, 2011, 45(7): 34-37.
- [9] SUDHAKAR G N, SEKHAR A S. Identification of unbalance in a rotor bearing system [J]. *Journal of Sound and Vibration*, 2011, 330(10): 2299-2313.
- [10] KHULIEF Y A, OKE W, MOHIUDDIN M A. Modally tuned influence coefficients for low-speed balancing of flexible rotors [J]. *Journal of Vibration and Acoustics*, 2014, 136(2): 24501-24505.
- [11] 章云, 梅雪松. 机床柔性主轴转子低速无试重动平衡方法研究 [J]. *西安交通大学学报*, 2016, 50(4): 89-93.
- ZHANG Yun, MEI Xuesong. A low-speed balancing method for the flexible rotor of machine tool spindle without trial weights [J]. *Journal of Xi'an Jiaotong University*, 2016, 50(4): 89-93.
- [12] CAO Y, ALTINTAS Y. Modeling of spindle-bearing and machine tool systems for virtual simulation of milling operations [J]. *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, 2007, 47(9): 1342-1350.
- [13] 钟一谔, 何衍宗, 王正, 等. 转子动力学 [M]. 北京: 清华大学出版社, 1987: 216-221
- [14] JONES A B. A general theory for elastically constrained ball and radial roller bearings under arbitrary load and speed conditions [J]. *Journal of Basic Engineering*, 1960, 82(2): 309-320.
- [15] KNAPP B, ARNESON D, OSS D, et al. The importance of spindle balancing for the machining of freeform optics [J]. *International Federation for Information Processing*, 2004, 143(2): 1-18.

(编辑 赵炜)

(上接第 91 页)

- [12] 刘思峰, 杨英杰, 吴利丰. 灰色系统理论及其应用 [M]. 8 版. 北京: 科学出版社, 2018: 55-57.
- [13] KAYACAN E, ULUTAS B, KAYNAK O. Grey system theory-based models in time series prediction [J]. *Expert Systems with Applications*, 2010, 37(2): 1784-1789.
- [14] YANG X S, DEB S. Engineering optimisation by cuckoo search [J]. *International Journal of Mathematical Modelling & Numerical Optimisation*, 2010, 1(4): 330-343.
- [15] GANDOMI A H, YANG X S, ALAVI A H. Cuckoo search algorithm: a metaheuristic approach to solve structural optimization problems [J]. *Engineering with Computers*, 2013, 29(2): 245-245.
- [16] YANG X S, DEB S. Multiobjective cuckoo search for design optimization [J]. *Computers & Operations Research*, 2013, 40(6): 1616-1624.

(编辑 荆树蓉)