

冲击射流流动换热超大涡模拟研究^{*}

宛鹏翔¹, 范俊², 韩省思¹, 毛军逵¹

(1. 南京航空航天大学 能源与动力学院, 江苏 南京 210016;

2. 陆军航空兵学院 陆军航空兵研究所, 北京 101121)

摘要: 为了准确预测发动机热端部件中广泛采用的冲击射流冷却复杂的流动和换热特性, 发展了基于BSL $k-\omega$ 模型的超大涡模拟(VLES)高精度模拟方法, 并对高雷诺数 $Re=4\times 10^4$, 两种不同射流距离2和6的单孔冲击射流及三孔冲击射流这一经典的流动传热问题进行三维非稳态高精度数值计算。同时, 将分离涡方法(DDES)和 $k-\omega$ SST, RNG, Transition SST三种RANS方法的数值模拟和开发的超大涡模拟(VLES)方法进行对比。研究表明, VLES方法均能够准确捕捉冲击射流流场的复杂非稳态流动及传热特征, 包括自由射流区、壁面射流区小尺度涡系和大尺度湍流结构的演化和破碎, 同时冲击壁面的换热系数计算结果与实验值吻合较好。DDES方法未能准确捕捉流场复杂的小尺度湍流结构, 壁面换热计算结果与实验值差异较大。RANS方法计算的换热结果与实验数据差异最大, 基本未能预测到壁面换热特性。在相同的计算网格和计算方法下, VLES方法计算结果优于DDES方法, DDES方法一般好于RANS方法。这表明新开发的VLES方法能够准确地计算冲击射流相关的流动及换热问题。

关键词: 航空发动机; 超大涡模拟; 冲击射流; 对流传热; 涡轮冷却

中图分类号: V231.1

文献标识码: A

文章编号: 1001-4055 (2020) 10-2237-11

DOI: 10.13675/j.cnki.tjjs.190420

Very-Large Eddy Simulation of Impinging Jet Flow and Heat Transfer

WAN Peng-xiang¹, FAN Jun², HAN Xing-si¹, MAO Jun-kui¹

(1. College of Energy and Power Engineering, Nanjing University of Aeronautics and Astronautics, Nanjing 210016, China;

2. Army Aviation Institution, Army Aviation School, Beijing 101121, China)

Abstract: To accurately predict the complex flow and heat transfer characteristics of impinging jet, which is widely used in the cooling for aero-engine hot components, in the present study, a new high-fidelity numerical method, named as very-large eddy simulation(VLES), is developed based on the BSL $k-\omega$ turbulence model. It is applied to the high-fidelity numerical simulations of the three-dimensional unsteady turbulent flow and heat transfer of a classical configuration, including a single impinging jet at high Reynolds number $Re=4\times 10^4$ with two different jet distances of 2 and 6, and the case with three impinging jets. At the same time, the numerical simulation results by delayed detached eddy simulation (DDES) and RANS method including $k-\omega$ SST, RNG and transition SST models are compared to those by the newly developed VLES method. The results show that the developed VLES method can accurately capture the complex unsteady flow and heat transfer characteristics of imping-

^{*} 收稿日期: 2019-06-19; 修订日期: 2019-08-08。

基金项目: 国家自然科学基金(51606095; 91841302); 江苏省自然科学基金(BK20160794)。

作者简介: 宛鹏翔, 硕士生, 研究领域为发动机涡轮传热的数值模拟。E-mail: 18018065442@163.com

通讯作者: 韩省思, 博士, 教授, 研究领域为航空动力系统复杂热流体理论与数值模拟。E-mail: xshan@nuaa.edu.cn

引用格式: 宛鹏翔, 范俊, 韩省思, 等. 冲击射流流动换热超大涡模拟研究[J]. 推进技术, 2020, 41(10): 2237-2247.
(WAN Peng-xiang, FAN Jun, HAN Xing-si, et al. Very-Large Eddy Simulation of Impinging Jet Flow and Heat Transfer[J]. Journal of Propulsion Technology, 2020, 41(10): 2237-2247.)

ing jet, including the evolution and breakup of the small-scale vortex and large-scale turbulent structures at free jet and wall jet zones. It is found that the calculated heat transfer coefficient of the impinging wall via VLES is in good agreement with the experimental data. However, the performance of DDES and RANS method is unsatisfactory because DDES method fails to accurately capture the complex unsteady turbulent small-scale structure in the flow field, and their predictions of the heat transfer coefficients are quite different from the experimental data. The difference of wall heat transfer between the predictions from RANS method and the experiments is largest among all the models, meaning that the wall surface heat transfer is not well predicted. Under the same computational grids and numerical conditions, the results of VLES method are significantly better than DDES method, and DDES method is generally better than the RANS method. It confirms that the present VLES method can accurately predict the flow and heat transfer characteristics associated with impinging jet.

Key words: Aeroengine; Very-large eddy simulation; Impinging jet; Convective heat transfer; Turbine cooling

1 引 言

冲击射流是一种非常有效的强化传热方法。由于冲击射流形成的在冲击壁面上流动的薄边界层,其表面传热系数比常规的对流换热要高出几倍甚至一个量级^[1]。此外,冲击射流能够比较方便地通过控制流动参数或者流场区域的几何结构来调整换热系数以满足实际工程的需要,因此冲击射流冷却在现代航空发动机热端部件(如涡轮叶片、火焰筒等)的强化冷却中被广泛采用。

流场分布影响换热状况。研究冲击射流的换热问题,首先必须能够捕捉到其复杂的流场特征。由于冲击射流换热包含剪切层发展、卷吸、滞止、流动方向的变化及壁面射流等复杂流动特征,流动的非稳态特性显著。目前在冲击射流数值模拟方面,湍流模型成为限制计算可靠性和精度的瓶颈问题之一。Wang等^[2]采用五种低雷诺数RANS湍流模型开展了进口湍流强度和入口速度分布对冲击射流换热影响的数值计算。结果表明,已有的低雷诺数湍流模型均不能很好地预测壁面换热系数。张杨等^[3]对叶尖间隙控制系统悬浮管的冷却孔冲击开展了实验和数值研究,重点关注冲击雷诺数和冲击间距等对该冷却结构流动换热特性的影响。数值计算发现采用 v^2-f 和 $k-\omega$ SST湍流模型预测到的努塞尔数平均误差分别为13.6%和25.5%。陈庆光等^[4]采用RNG $k-\varepsilon$ 模型对狭缝湍流冲击射流进行了数值模拟,结果表明,虽然RNG $k-\varepsilon$ 模型相对于标准 $k-\varepsilon$ 模型有一些改进,但由于冲击射流中湍流流场的复杂性,RNG $k-\varepsilon$ 模型仍然不能给出满意的结果。Rhea等^[5]分别使用RANS和LES方法开展了 $Re=1\times 10^4$ 的平面射流数值研究,模拟结果表明,LES计算得到的速度场和温度

场精度均比RANS方法要高。Cziesla等^[6]采用动态亚格子应力模型开展狭缝射流冲击平面换热的大涡模拟研究,对湍流流场及冲击表面换热系数的模拟取得了较好的精度。以上研究表明,目前采用雷诺平均RANS方法很难准确地模拟冲击射流换热特性,大涡模拟方法LES虽然能够准确地捕捉流场流动特征和预测换热情况,但巨大的计算资源消耗使其无法在高雷诺数工况和实际工程问题中广泛使用,因此发展合适的湍流模型捕捉流体的流动换热特征对于准确模拟冲击射流换热至关重要。同时,冲击射流包含的复杂流动特征也能够很好地检验湍流模型的预测效果和可靠性。

联合雷诺平均-大涡模拟方法(Hybrid RANS/LES Method)结合了RANS和LES方法的优点,并且在近几年取得了很大的进展。Borello等^[7]分别使用LES和Hybrid RANS/LES方法研究了带有固壁的短圆柱流动和换热特性,结果表明联合方法能够很好地捕捉到湍流流动的主要结构,且大尺度的涡旋结构对圆柱及其周围流场的换热特性有重要影响。Kubacki等^[8-9]采用基于 $k-\omega$ 模型联合方法分别研究了平板冲击射流和圆形冲击射流的流动和换热特性,结果表明联合模型能够解决射流剪切层中涡的演化和破碎,因而能更好地预测壁面剪切应力和沿冲击板的传热速率。超大涡模拟(Very-large eddy simulation, VLES)是近些年提出的一种湍流模拟方法,属于统一湍流模化方法。统一湍流模化方法的核心思想是根据局部网格对湍流尺度的分辨能力自动实现RANS,LES和DNS之间的光滑过渡转变,从而实现三种湍流模化形式的统一。VLES方法在求解高雷诺数湍流问题时具有很高的计算精度和效率,并得到了充分的验证,显示出了很大的应用潜力。

Han等^[10-11]发展了VLES方法,并采用VLES方法研究了D型绕流钝体的被动控制减阻,计算得到的减阻值为18%,与实验值17.5%吻合良好,表明VLES方法能够很好地模拟流动控制减阻问题。Ruprecht等^[12]使用VLES方法数值模拟三叉管中的非稳态涡旋运动,结果表明VLES方法得到的预测值与实验数据吻合较好,而RANS方法不能对这一流动问题进行满意的预测。Kelly等^[13]使用RANS方法的网格量开展了VLES非定常数值模拟,对轴流涡轮的气动性能进行了模拟预测。

虽然VLES方法在纯湍流流动问题中得到了很好的应用,但是其对对流传热问题的研究还很少。另外,对对流传热问题主要集中在固体壁面附近,而固体壁面附近的模化也是众多高精度湍流模化的重点。本文在前期研究基础上,发展基于BSL $k-\omega$ 模型的超大涡模拟方法VLES,并对高雷诺数 $Re=4 \times 10^4$ 下,不同射流间距的经典冲击射流换热进行数值模拟研究。作为对比,本文也采用了RANS方法和分离涡方法DDES(Delayed detached-eddy simulation)对同样的冲击射流换热进行数值研究。

2 计算方法和物理模型

2.1 超大涡模拟方法VLES

前期发展的VLES方法^[10-11]基于标准 $k-\varepsilon$ 模型建立,而标准 $k-\varepsilon$ 模型只适用于高雷诺数湍流区域,在固体壁面附近的预测精度较差。本文研究的冲击射流对流传热中,固体壁面附近区域的求解对于最终的对流换热系数具有重要的影响。因此,需要选择更适合于固体壁面换热的湍流模型发展VLES方法。大量的前期文献表明^[12-14],在预测湍流边界层中的流动及传热方面,RANS方法中的 $k-\omega$ 系列模型具有优越性。因此,本文提出基于BSL $k-\omega$ 模型发展VLES方法。在超大涡模拟方法VLES框架下,模化的湍流动能 k 以及其比耗散率 ω 的输运方程和BSL $k-\omega$ 模型相同^[15],方程形式为

$$\frac{D(\rho k)}{Dt} = P_k - \beta^* \rho k \omega + \frac{\partial}{\partial x_j} \left[\left(\mu + \sigma_k \mu_t \right) \frac{\partial k}{\partial x_j} \right] \quad (1)$$

$$\begin{aligned} \frac{D(\rho \omega)}{Dt} = & \frac{\gamma \omega}{k} P_k - \beta^* \rho \omega^2 + \\ & \frac{\partial}{\partial x_j} \left[\left(\mu + \sigma_\omega \mu_t \right) \frac{\partial \omega}{\partial x_j} \right] + 2(1 - F_1) \rho \sigma_\omega \frac{1}{\omega} \frac{\partial k}{\partial x_j} \frac{\partial \omega}{\partial x_j} \end{aligned} \quad (2)$$

式(1),(2)中, P_k 为亚格子尺度湍动能产生项, $P_k = \mu_t \sqrt{2S_{ij}S_{ij}}$, 其中 S_{ij} 为应变率张量; β^* 为BSL $k-\omega$

模型常数。在此基础上构造的VLES湍流模型,其涡粘系数的模化形式为

$$\mu_t = F_r \rho \frac{k}{\omega} \quad (3)$$

式中 F_r 为分辨率控制函数,其模化是VLES方法的核心内容。

在前期研究基础上^[10], F_r 可以被模化为未求解的湍流动能与总湍流动能比值,如图1所示,图中 $E(L)$ 表示长度尺度为 L 的湍流动能能谱密度。

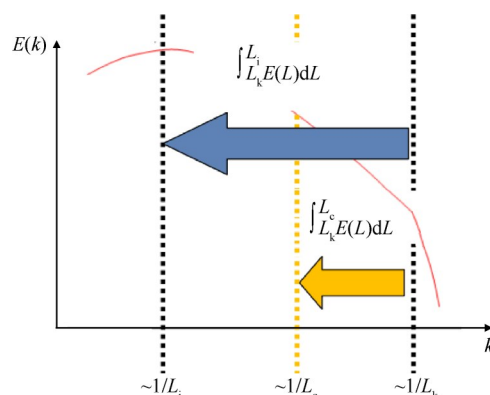


Fig. 1 Schematic diagram of the turbulence energy spectrum showing the basic idea of the resolution control function F_r in VLES modeling

F_r 模化中包含了三个湍流长度尺度,分别为湍流积分长度尺度 L_i 、湍流过滤长度尺度 L_c 和最小长度尺度即Kolmogorov长度尺度 L_k ,这三个长度尺度的求解形式为

$$\begin{aligned} L_i &= \frac{k^{3/2}}{\beta^* k \omega} \\ L_c &= C_x (\Delta_x \Delta_y \Delta_z)^{1/3} \\ L_k &= \frac{\nu^{3/4}}{(\beta^* k \omega)^{1/4}} \end{aligned} \quad (4)$$

采用和前期研究^[10-11]类似的模化方式, F_r 可以模化为

$$F_r = \frac{\int_{L_k}^{L_c} E(L) dL}{\int_{L_i}^{L_c} E(L) dL} \quad (5)$$

通过类似的推导过程,得到最终的分辨率控制函数形式为

$$F_r = \min(1.0, [\frac{1.0 - \exp(-\beta L_c/L_k)}{1.0 - \exp(-\beta L_i/L_k)}]^n) \quad (6)$$

式中函数 $\min(x, y)$ 是取 x 和 y 两者之间的最小值,用1.0来保证 F_r 的取值范围为0~1,以满足基本的物理意义。 β, n 为模型常数,结合式(4)中的三个湍流长度尺度,VLES方法中包含三个主要的模型常数,

即 β , n 和 C_x 。

为确定 VLES 方法中的模型常数 C_x , 假设当湍流过滤长度尺度和积分长度尺度相等时 (即 $L_c=L_i$), 采用的 BSL $k-\omega$ 模型与标准的 Smagorinsky 大涡模拟亚格子应力模型在形式上完全相等, 即

$$\begin{cases} C_x (\Delta_x \Delta_y \Delta_z)^{1/3} = \frac{k^{3/2}}{\beta^* k \omega} \\ \rho \frac{k}{\omega} = \rho \left(C_s (\Delta_x \Delta_y \Delta_z)^{1/3} \right)^2 \sqrt{2 S_{ij} S_{ij}} \end{cases} \quad (7)$$

经过一些推导过程, 最终可以发现, VLES 方法中的模型常数 C_x 与 Smagorinsky 大涡模拟模型中的模型常数 C_s 有如下的对应关系

$$C_x = \sqrt{0.3} \frac{C_s}{\beta^*} \quad (8)$$

Smagorinsky 大涡模拟模型常数 C_s 通常情况下取值为 0.1, 由此可以得到 VLES 方法中的模型常数最终取值为 $C_x=0.61$ 。对于 VLES 方法中的另外两个模型常数 β 和 n , 采用和前期研究一样的方法确定, 最终得到: $\beta=0.002$, $n=2$ 。

以上即为 VLES 湍流模型的模化过程。最终 VLES 方法的控制方程为方程 (1)~(4) 和方程 (6)。其中 VLES 方法的模型常数见表 1。以上方程中其余的模型常数和 BSL $k-\omega$ 模型中的完全一致, 具体数据参见文献 [15]。

由上述分辨率控制函数 F_i 的形式 (方程 (6)) 可知, 在固体壁面附近, 由于湍流的长度尺度 L_i 很小, 小于 L_c 的值, 因此在固体壁面附近 F_i 的值为 1.0, 也即是恢复到了底层的 RANS 湍流模拟方法。本文重点关注壁面上的努塞尔数分布, 因此固体壁面附近的流动特性计算对于传热结果具有显著的影响。基于前期的边界层理论可知, 低雷诺数的湍流模型对于边界层的求解更加准确。因此, 在 BSL $k-\omega$ 模型基础上发展 VLES 方法是一个较好的选择。

Table 1 Model constants for the VLES $k-\omega$ turbulence model

Parameter	β	n	C_x	β^*
Model constant	0.002	2	0.61	0.09

2.2 物理模型

本文研究的冲击射流物理模型参考文献 [14-17]。如图 2 所示, 喷嘴直径 $D=10\text{mm}$, 冲击壁面出口距离射流中心滞止点区域为 $0 < R/D < 7$, 射流喷嘴出口到固体壁面的距离 H 分别为 20mm 和 60mm, 即 $H/D=2$

和 $H/D=6$ 两种工况。两种工况下的雷诺数均为 $Re=4 \times 10^4$ 。

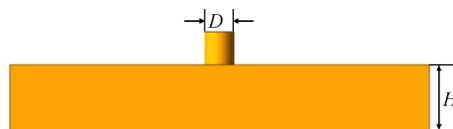


Fig. 2 Schematic diagram of the impingement jet

2.3 数值计算设置

本文提出的基于 BSL $k-\omega$ 模型的 VLES 湍流模拟方法嵌入到了一个通用的 CFD 软件平台。利用该模型对 $Re=4 \times 10^4$ 工况下 $H/D=2$ 和 $H/D=6$ 两种冲击射流距离的冲击射流流动和换热进行了三维非稳态数值模拟和研究。计算中对流项离散采用有界中心差分格式, 时间离散采用二阶隐式格式, 压力-速度耦合采用 SIMPLE 算法。同时, 为了更好地验证 VLES 方法的效果, 本文也采用多个 RANS 湍流模型, 以及应用广泛的分离涡方法 DDES 对同样的冲击射流开展了数值计算, 并将所有湍流模型的计算结果与实验数据进行对比。

对计算模型划分结构化网格, 喷嘴出口和冲击壁面附近进行网格加密, 保证冲击壁面附近的 $y^+ < 1$ 。图 3 为冲击射流 $H/D=2$ 的网格划分示意图。计算域进口设为均匀速度进口, 出口设为压力出口, 冲击壁面给定恒定热流, 其他壁面均设置为固壁无滑移绝热边界。

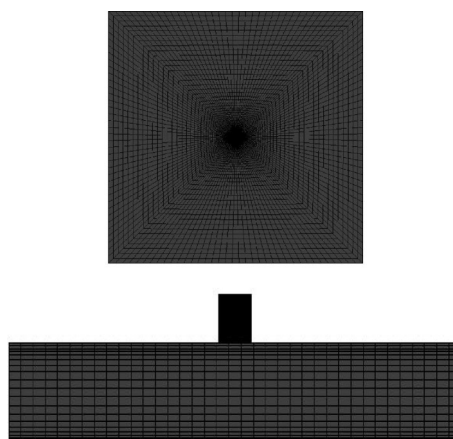


Fig. 3 Schematic diagram of the computational mesh

2.4 参数定义

冲击射流的雷诺数

$$Re = \frac{U_j D}{\nu} \quad (9)$$

冲击壁面换热系数

$$h = \frac{q}{T_w - T_j} \quad (10)$$

冲击壁面的努塞尔数

$$Nu = \frac{hD}{\lambda} \quad (11)$$

式(9)~(11)中, U_j 为射流出口平均速度, D 为射流喷嘴直径, h 为壁面对流换热系数, ν 和 λ 分别是计算工质的运动粘度和导热系数, T_w 和 T_j 分别为冲击壁面和流体工质的温度。

3 计算结果与讨论

3.1 计算网格影响特性

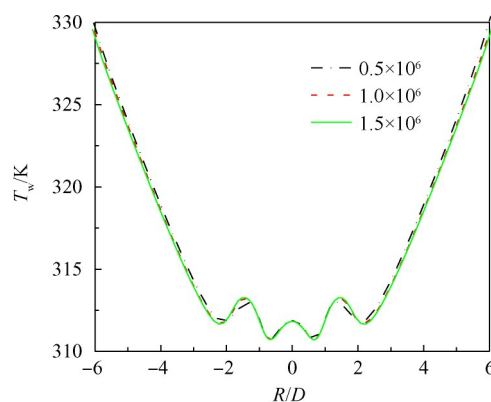
本文采用VLES方法、RANS方法和DDES方法开展了数值模拟,首先研究了网格对计算结果的影响特性。对于 $H/D=2$ 工况,验证RANS方法计算的网格数量分别约为50万、100万和150万,验证VLES方法的网格数量分别约为150万和200万。对于 $H/D=6$ 工况,验证RANS方法计算的网格数量约为100万、150万以及200万,验证VLES方法的网格数量约为200万和300万。两种工况下DDES方法采用网格与VLES方法完全一致,以消除网格量对计算模型预测结果的影响。本文RANS方法选取了双方程 $k-\omega$ SST, $k-\varepsilon$ RNG以及考虑转捩的Transition SST湍流模型。

图4(a)和图4(b)分别为 $H/D=2$ 工况采用 $k-\omega$ SST和VLES方法得到的不同计算网格情况下冲击壁面的温度分布。由图4(a)可知,当网格数量从100万提高到150万时,冲击壁面的温度基本没有变化,因此选取100万作为RANS方法的计算网格。由图4(b)可知,当网格数量从150万增加到200万时,采用VLES方法计算得到的冲击壁面时均温度几乎不变,故选取150万网格作为VLES和DDES方法的计算网格。

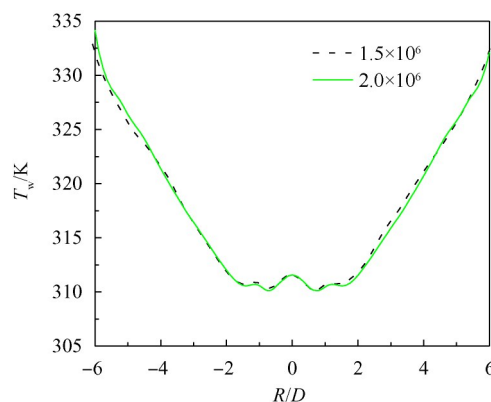
图5(a)和图5(b)分别为 $H/D=6$ 工况下不同网格得到的计算结果。由图5(a)可知,采用150万网格量开展RANS计算可以满足需求。由图5(b)可知,采用200万网格量对于 $H/D=6$ 工况的VLES和DDES计算可以满足计算需求。

3.2 单孔冲击射流 $H/D=2$ 工况流动与换热特性

图6分别给出了VLES和DDES方法计算得到的基于 Q 准则的涡结构示意图。可以看出,在相同网格分辨率下,VLES方法能够捕捉到更多的小尺度涡系以及非稳态大尺度涡结构,包括自由射流剪切层演化、滞止分离区以及壁面射流涡结构演化等,能够准



(a) $k-\omega$ SST



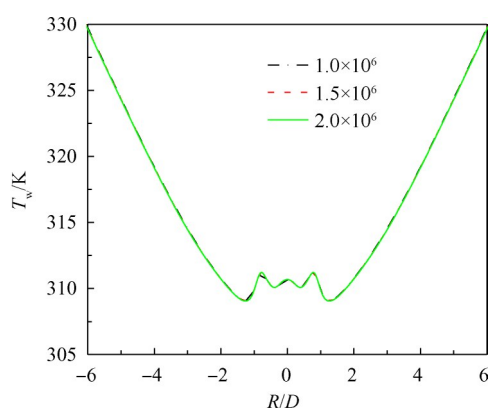
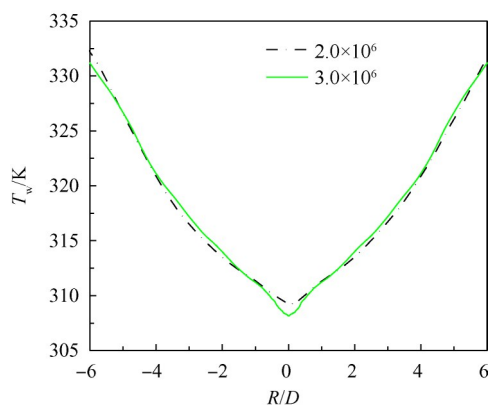
(b) VLES

Fig. 4 Grid effects for $k-\omega$ SST and VLES methods at $H/D=2$

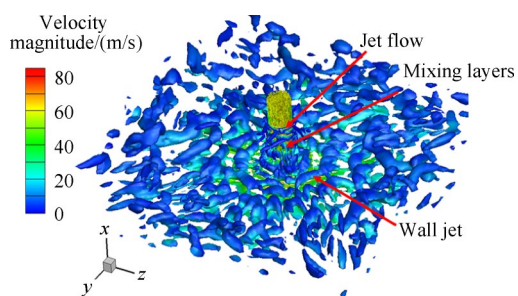
确地模拟复杂的湍流流动特征。而同样条件下, DDES方法只能捕捉到一些大尺度的涡结构,未能精准地给出自由射流以及壁面射流的剪切流动特征。这表明VLES方法在模拟湍流结构的非稳态演化方面比DDES方法更有优势。

图7为不同湍流模拟方法计算得到的冲击射流速度云图和流线分布。图7(a)给出了 $k-\omega$ SST, $k-\varepsilon$ RNG和Transition SST三种RANS湍流模型流场的结果。可以看出,相对于 $k-\omega$ SST和Transition SST湍流模型, $k-\varepsilon$ RNG模型计算的回流区更靠近滞止区,自由射流与周围介质的剪切作用较弱,导致回流区沿射流方向的分布更大。 $k-\omega$ SST和Transition SST的速度场和流线分布比较相似。图7(b)和图7(c)为VLES方法和DDES方法给出的统计平均流场速度和平均流线分布,可以看出,宏观上两种非稳态方法预测的回流区大小以及流线分布与RANS方法中的 $k-\omega$ SST和Transition SST计算结果比较相似。

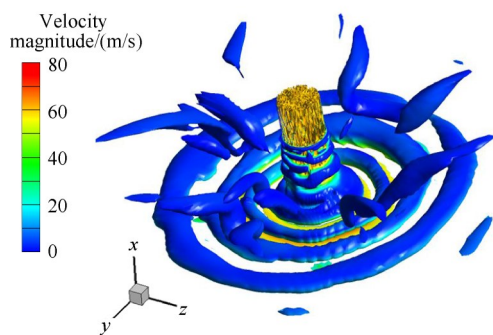
图8为采用VLES和DDES方法计算得到的从射流出口到冲击平面一个中心截面上的瞬态速度分布云图。结果显示,VLES方法的瞬态流场表现出很强的非稳态特性,而DDES方法的瞬态流场非定常性较

(a) $k-\omega$ SST

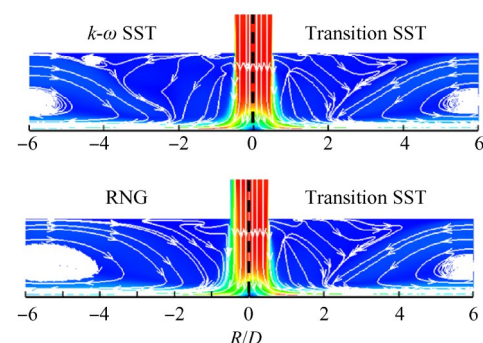
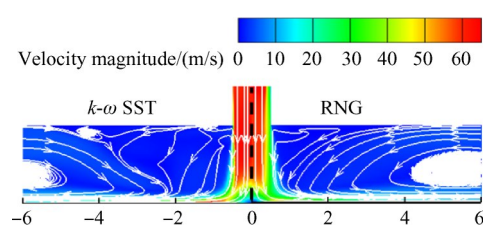
(b) VLES

Fig. 5 Grid effects for $k-\omega$ SST and VLES methods at $H/D=6$ 

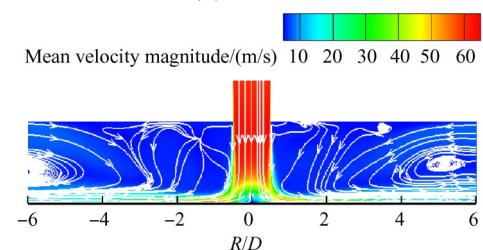
(a) VLES



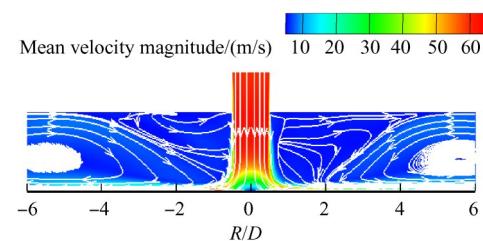
(b) DDES

Fig. 6 Iso-surface of the second invariant of the velocity gradient ($Q=2\times 10^6\text{s}^{-2}$) by VLES and DDES method for impinging jet at $H/D=2$ 

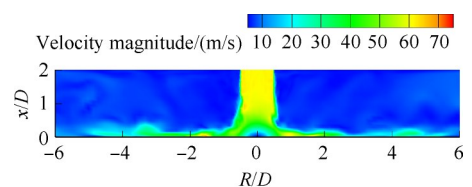
(a) RANS



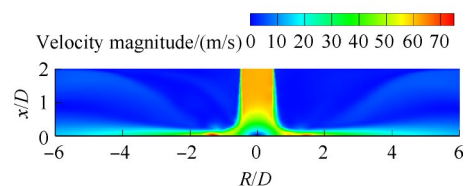
(b) VLES



(c) DDES

Fig. 7 Velocity contours and streamlines from different RANS model, VLES and DDES method at $H/D=2$ 

(a) VLES



(b) DDES

Fig. 8 Instantaneous velocity contours from VLES and DDES methods at $H/D=2$

弱。两种方法中,自由射流的核心区均相对保持较均匀的速度。在自由射流的发展区域,VLES方法的预测结果表现为射流发展区域与周围介质发生很强的剪切作用,导致强烈的动量交换,而DDES方法的结果脉动很弱,因此自由射流的发展区域与周围介质的剪切作用弱,这点在图8涡结构示意图中也可以观测到。在壁面射流区域,VLES方法的剪切作用也明显强于DDES方法。同时DDES方法在靠近滞止区附近预测的流速高于VLES方法。这两种非稳态方法预测的不同流场特征将对冲击壁面的换热产生非常重要的影响。

图9给出了冲击射流壁面上的传热努塞尔数分布。从图中可以看出,努塞尔数的实验结果^[14]沿径向在 R/D 约为2位置有出现二次峰值的趋势,但其二次峰值比较微弱。VLES方法计算的壁面努塞尔数分布与实验值整体上吻合较好,在滞止区的谷值和峰值以及出现的位置基本与实验一致。在靠近滞止区后的壁面射流区 $0.5 < R/D < 2.0$,VLES方法的预测结果偏大,存在二次峰值。计算表明在这一区域VLES方法结果与实验结果有一定误差,在其它区域计算结果与试验结果吻合很好。

DDES方法计算的壁面努塞尔数整体上均比实验值偏大,在滞止区附近努塞尔数分布趋势与实验分布一致,但数值比实验和VLES方法结果偏大,在 $0.5 < R/D < 2.0$ 区域,DDES方法的预测结果也出现了二次峰值,且努塞尔数比VLES方法预测得更大,这是因为在该区域DDES方法计算的壁面射流流速偏大,这一区域DDES方法预测的努塞尔数的平均误差约为12.8%。对于采用的三种RANS湍流模型 $k-\omega$ SST, $k-\varepsilon$ RNG和Transition SST,三种模型计算结果与实验相比较均存在较大的差异。除了 $k-\varepsilon$ RNG模型在壁面射流区 $R/D > 3$ 后与实验值吻合较好,其它如滞止区和靠近滞止区的壁面射流区域其数值大小和分布趋势均有很大偏差。冲击射流平板的换热情况与射流出口到冲击壁面的距离密切相关。在较小的冲击间距下,壁面传热受到进口条件的强烈影响,前期大量研究中对流换热系数曲线出现双峰分布^[16-18]。

图9中的计算结果除了RNG方法得到的努塞尔数分布没有出现二次峰值,其余方法的计算结果沿径向均出现二次峰值。原因可能是射流空间平板上方出现的回流对平板二次冲击的影响,导致该回流冲击处换热增强。这可以从图7中不同方法计算获得的流线分布得到验证。其中,RNG方法计算的流场在从沿滞止区径向向外没有明显垂直冲击壁面,

相反,其他方法在滞止区外均存在流线冲击壁面。故在 $H/D=2$ 工况下冲击射流换热特性数值模拟中,VLES方法得到的结果与实验值吻合较好,DDES方法结果数值偏大, $k-\omega$ SST, $k-\varepsilon$ RNG和Transition SST的预测结果与试验差距较大。

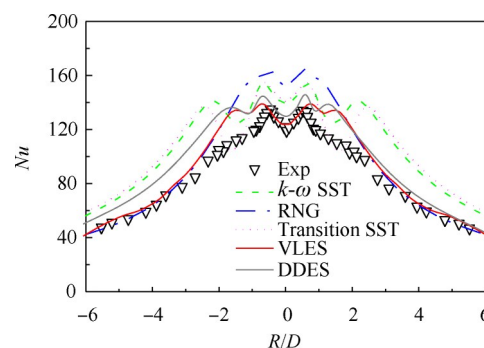


Fig. 9 Comparisons of the Nusselt number distributions on the impinging plate between different models and the experiments at $H/D=2$

3.3 单孔冲击射流 $H/D=6$ 工况流动与换热特性

图10分别给出了在 $H/D=6$ 工况下VLES和DDES方法计算得到的基于 Q 准则的湍流涡结构示意图。可以发现,VLES方法仍然能够准确地捕捉到自由射流剪切、壁面射流等涡结构,涡系结构很复杂。相比于VLES方法,DDES方法只能捕捉到很少的大尺度

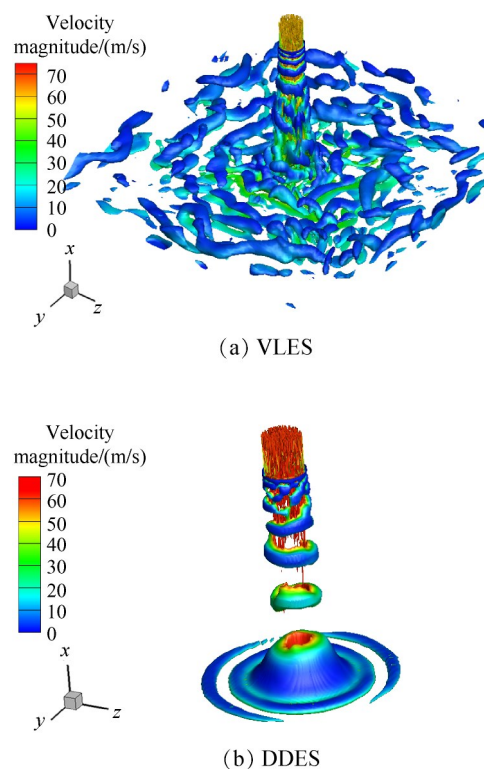


Fig. 10 Iso-surface of the second invariant of the velocity gradient ($Q=2 \times 10^6 \text{ s}^{-2}$) by the VLES and DDES method for impinging jet at $H/D=6$

自由射流剪切,未能捕捉到冲击射流下各种涡系的发生和演化。该工况下 DDES 方法由于对复杂流动的非稳态特性捕捉能力较差,将会严重影响对换热分布的计算结果,而 VLES 方法由于较好地预测冲击射流中复杂涡系,从而可以明显提高对冲击换热计算的精度和可靠性。

图 11 给出了 RANS 方法以及 VLES、DDES 方法

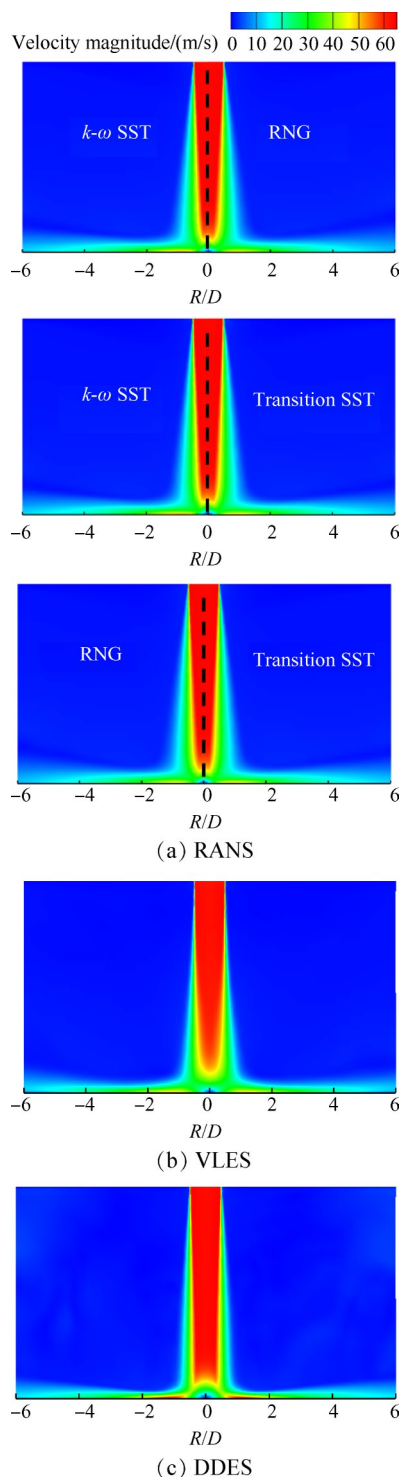


Fig. 11 Velocity distributions from different turbulence models: RANS, VLES and DDES at $H/D=6$

预测的平均流场分布速度场分布。其中, $k-\omega$ SST, $k-\varepsilon$ RNG 和 Transition SST 三种模型的速度分布相似, $k-\omega$ SST 和 Transition SST 计算的自由射流靠近滞止区的速度分布较窄。VLES 方法计算的平均速度分布与 DDES 方法得到的结果在射流到达壁面滞止区有明显差异, VLES 方法计算的速度分布为向下的凸面分布, 而 DDES 方法的结果为向下的凹面分布, 此外, 在接近滞止区的壁面区域, DDES 方法得到的速度大小大于 VLES 方法的计算结果。

图 12 给出了 VLES 方法和 DDES 方法的瞬态速度分布。与 $H/D=2$ 工况类似, VLES 方法预测的瞬态速度场非定常特性显著, 自由射流区以及壁面射流区与周围流体剪切作用强, 湍流强度大。而 DDES 方法预测的湍流脉动较弱, 自由射流区速度因此更加均匀, 靠近滞止区的壁面射流速度比 VLES 方法的数值预测结果大。

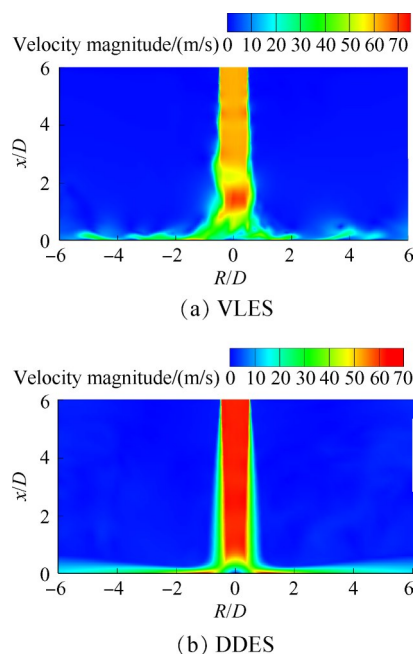


Fig. 12 Instantaneous velocity contours from VLES and DDES methods at $H/D=6$

随着冲击距离的增加,由于射流发展的特性不同,冲击壁面的换热分布呈现出不同的分布规律。图 13 给出了不同湍流方法计算得到的冲击壁面努塞尔数分布。可以看出,在 $H/D=6$ 工况下,实验给出的努塞尔数为单峰分布,沿径向逐渐减小。VLES 方法得到的预测结果与实验值非常吻合,准确地预测到了滞止区的峰值以及壁面射流区的换热分布。在 $0 < R/D < 3$ 区域与实验值的平均偏差约为 4.2%。而 DDES 方法由于对复杂流动非定常特性捕捉较差,其

努塞尔数预测值与实验值有较大误差,计算结果为双峰分布,从滞止区向外,努塞尔数呈现先增大后减小趋势,在出现不明显的二次峰值后($R/D > 3.5$)才和实验值吻合,DDES方法的预测值在 $0 < R/D < 3$ 区域与实验值的平均偏差约为18.3%。RANS方法基本不能准确预测壁面的换热情况。其中, $k-\varepsilon$ RNG模型的误差远大于 $k-\omega$ SST和Transition SST模型。由此可见,随着冲击距离的增大,要准确预测冲击射流壁面的换热情况,对RANS湍流模拟方法提出了很高的要求,本文中采用的几个湍流模型均未能准确捕捉这个工况下的壁面换热特性分布。VLES方法由于能够准确捕捉复杂湍流的非稳态脉动特性,因此在高雷诺数下模拟冲击壁面的换热情况表现较好。

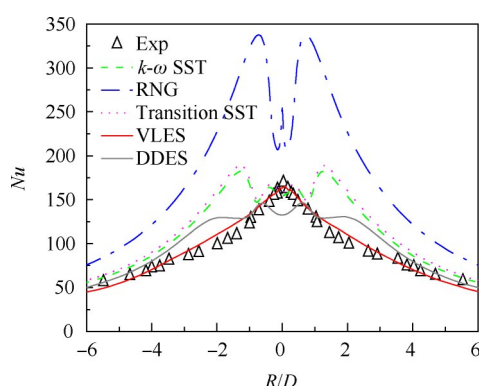


Fig. 13 Comparisons of Nusselt number distributions on the impinging plate between different turbulence models and experiments at $H/D=6$

3.4 三孔冲击射流 $H/D=6$ 工况流动与换热特性

为了在单孔冲击射流的基础上继续探究基于VLES方法的冲击射流流动换热计算效果,本文又选取了更为复杂的射流间距为 $H/D=6$ 的三孔相互干扰的冲击射流工况,同时采用不同方法进行了数值计算。三个冲击射流孔的分布与文献[14]相同,相邻的射流孔中心距离为 $4D$,冲击射流的雷诺数同样为 $Re=4 \times 10^4$ 。计算采用与单孔冲击射流 $H/D=6$ 工况相似的边界条件和计算网格。

图14分别给出了在 $H/D=6$ 三孔射流冲击工况下VLES和DDDES方法计算得到的基于 Q 准则的湍流涡结构示意图。可以观察到VLES方法能够捕捉到自由射流剪切、壁面射流等复杂的涡系结构,以及射流交互区复杂的小尺度涡结构以及相互干涉的大尺度涡结构。对比之下,DDDES方法在射流交互区只捕获到了大尺度的涡系,未能捕捉到冲击射流下各种小尺度涡系的发生和演化。这再次证明了VLES方法

在捕捉冲击射流复杂流场的精细涡结构时的优越性,VLES方法准确预测流动的优势有利于提高计算换热的可靠性。

图15给出了不同湍流方法计算得到的三孔冲击射流壁面努塞尔数分布。由图可知,VLES方法计算的努塞尔数分布与实验值吻合较好,能够很好地预测射流交互区之间的换热,虽然在滞止区计算的努塞尔数比实验值偏大。DDDES方法计算的壁面努

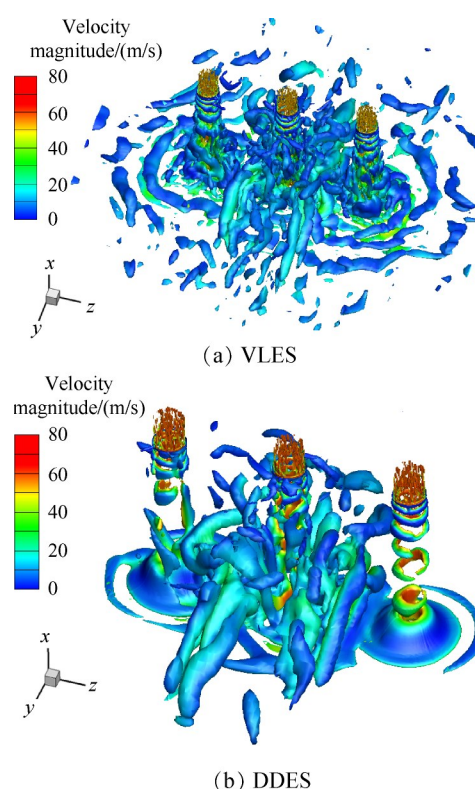


Fig. 14 Iso-surface of the second invariant of the velocity gradient ($Q=2 \times 10^6 \text{ s}^{-2}$) by the VLES and DDDES method for three co-linear jet impingement at $H/D=6$

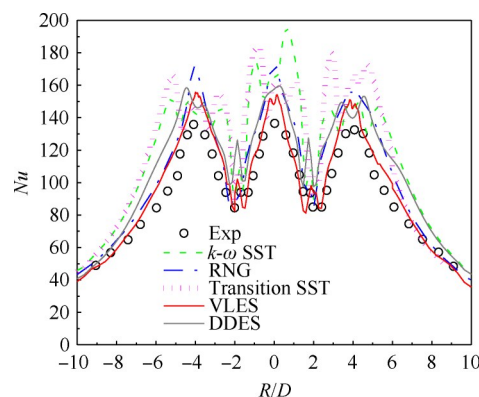


Fig. 15 Comparisons of Nusselt number distributions along the line through geometric center of 3-co-linear impinging jets between different turbulence models and experiments at $H/D=6$

塞尔数偏大,与实验值的偏差大于 VLES 方法的结果,特别是在滞止区附近。DDES 方法未能准确预测射流交互区壁面的换热分布。RANS 方法中 $k-\varepsilon$ RNG 的计算结果最好,能够较为准确地计算射流交互区的换热,但是其在滞止区的努塞尔数预测误差过大。此外, $k-\omega$ SST 和 Transition SST 模型计算结果与实验值偏差较大,未能准确得到壁面换热分布趋势。

4 结 论

本文发展了基于 BSL $k-\omega$ 模型的超大涡模拟高精度模拟方法 VLES。针对雷诺数 $Re=4\times 10^4$, $H/D=2$ 和 $H/D=6$ 两种不同射流距离的冲击射流开展了数值计算。采用本文发展的 VLES 方法、工程中广泛采用的 DDES 方法,以及 RANS 方法中的 $k-\omega$ SST, $k-\varepsilon$ RNG、Transition SST 三种模型进行了详细的对比分析,得出如下主要结论:

(1)在相同雷诺数 $Re=4\times 10^4$,两种不同射流距离 $H/D=2$ 和 $H/D=6$ 工况下,VLES 方法计算的冲击射流壁面换热努塞尔数结果与实验值吻合较好,表明 VLES 方法在计算冲击射流换热问题具有较高的计算精度和可靠性。

(2)采用相同的计算网格和计算条件,VLES 方法能够准确地捕捉到更多的冲击射流中复杂的湍流流动特征,包括自由射流和壁面射流剪切层的涡系结构以及三孔射流时射流交互区涡系结构等。而 DDES 方法只能捕捉到很少的流场大尺度涡结构。这表明在高雷诺数下 VLES 方法捕获复杂湍流流场特征的能力明显优于 DDES 方法。

(3)针对冲击射流换热问题,RANS 方法中的 $k-\omega$ SST, $k-\varepsilon$ RNG 和 Transition SST 三种湍流模型对比 VLES 方法和 DDES 方法,与实验结果的偏差较大。且随着冲击射流距离的增大,在 $H/D=6$ 单孔冲击射流工况下三种 RANS 湍流模型计算的壁面努塞尔数分布结果偏差比 $H/D=2$ 工况下更大。在 $H/D=6$ 三孔冲击射流工况下三种 RANS 湍流模型中 $k-\varepsilon$ RNG 的计算结果较好,能够较为准确地预测射流交互区努塞尔数分布。

(4)在同一雷诺数 $Re=4\times 10^4$,随着射流距离从 $H/D=2$ 增加到 $H/D=6$,冲击壁面的努塞尔数沿径向分布由双峰分布变化为单峰分布。由单孔冲击射流变为三孔冲击射流时,滞止区努塞尔数峰值发生较大的变化。

结果表明,本文发展的 VLES 湍流模型比 RANS

模型和 DDES 方法在预测精度方面具有明显的优势。VLES 方法能够较好地捕捉复杂湍流流动结构和特征,模拟流动和换热时具有较好的精度和可靠性,能够为冲击换热机理研究和高效先进的冲击射流换热技术提供重要的支撑。

致 谢:感谢国家自然科学基金、江苏省自然科学基金的资助。

参考文献

- [1] 顾维藻, 神家锐, 马重芳, 等. 强化传热[M]. 北京: 科学出版社, 1992.
- [2] Wang S J, Mujumdar A S. A Comparative Study of Five Low Reynolds Number $k-\varepsilon$ Models for Impingement Heat Transfer [J]. *Applied Thermal Engineering*, 2005, 25 (1): 31-44.
- [3] 张 扬, 毛军逵, 刘远见, 等. 叶尖间隙控制系统悬浮管换热单元数值研究[J]. 推进技术, 2019, 40(2): 389-397. (ZHANG Yang, MAO Jun-kui, LIU Yuan-jian, et al. Numerical Study of Suspending Tube Heat Transfer Unit for a Blade Tip Clearance Control System [J]. *Journal of Propulsion Technology*, 2019, 40(2): 389-397.)
- [4] 陈庆光, 徐 忠, 张永建. 半封闭狭缝湍流冲击射流的数值模拟[J]. 应用力学学报, 2003, (2): 88-91.
- [5] Rhea S, Bini M, Fairweather M, et al. RANS Modelling and LES of a Single-Phase, Impinging Plane Jet [J]. *Computers & Chemical Engineering*, 2009, 33(8): 1344-1353.
- [6] Czesla T, Biswas G, Chattopadhyay H, et al. Large-Eddy Simulation of Flow and Heat Transfer in an Impinging Slot Jet [J]. *International Journal of Heat and Fluid Flow*, 2001, 22(5): 500-508.
- [7] Borello D, Delibra G, Hanjalić K, et al. LES and Hybrid LES/RANS Study of Flow and Heat Transfer Around a Wall-Bounded Short Cylinder[C]. *Heidelberg: Springer Proceedings in Physics*, 2009.
- [8] 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.
- [9] Kubacki S, Dick E. Hybrid RANS/LES of Flow and Heat Transfer in Round Impinging Jets [J]. *International Journal of Heat and Fluid Flow*, 2011, 32(3): 631-651.
- [10] Han X S, Krajnovic S. An Efficient Very Large Eddy Simulation Model for Simulation of Turbulent Flow [J]. *International Journal for Numerical Methods in Fluids*,

- 2013, 71: 1341–1360.
- [11] Han X S, Krajnovic S. Very Large Eddy Simulation of Passive Drag Control for a D-Shaped Cylinder[J]. *Journal of Fluids Engineering*, 2013, 135(10).
- [12] Ruprecht A, Helmrich T, Buntic I. Very Large Eddy Simulation for the Prediction of Unsteady Vortex Motion [M]. *Berlin: Springer*, 2004.
- [13] Kelly R, Jemcov A, Cameron J D, et al. Very Large Eddy Simulation (VLES) of a Squealer Tipped Axial Turbine Stage[R]. *ASME GT 2017*–64979.
- [14] Goldstein R J, Timmers J F. Visualization of Heat Transfer from Arrays of Impinging Jets[J]. *International Journal of Heat & Mass Transfer*, 1982, 25(12): 1857–1868.
- [15] Menter F R. Two-Equation Eddy-Viscosity Turbulence Models for Engineering Applications[J]. *AIAA Journal*, 1994, 32(8): 1598–1605.
- [16] 张靖周. 高等传热学[M]. 北京:科学出版社, 2015.
- [17] Baughn J W, Shimizu S. Heat Transfer Measurements from a Surface with Uniform Heat Flux and an Impinging Jet[J]. *Journal of Heat Transfer*, 1989, 111(4): 1096–1098.
- [18] Baughn J W, Hechanova A E, Yan X J. An Experimental Study of Entrainment Effects on the Heat Transfer from a Flat Surface to a Heated Circular Impinging Jet [J]. *Journal of Heat Transfer*, 1991, 113(4): 1023–1025.

(编辑:史亚红)