

T 型管中冷热流体混合过程 热波动大涡模拟*

朱维宇¹, 卢涛¹, 姜培学², 郭志军¹, 王奎升¹

(1 北京化工大学 机电工程学院, 北京 100029)

2 教育部热科学与动力工程重点实验室, 清华大学 热能工程系, 北京 100084)

(周哲玮推荐)

摘要: 在 FLUENT 平台上, 运用大涡模拟湍流模型及 Smagorinsky-Lilly 亚格子模型, 对 T 型混合结构中的温度波动进行了模拟. 获得了分别用于描述时均温度和温度波动强度的无量纲时均温度和无量纲均方根温度. 分析了用于热疲劳分析和生命周期评价关键参数, 即温度波动的功率谱密度函数. 对不同条件下的混合过程进行了模拟, 分析了不同 Reynolds 数 Re 和 Richardson 数 Ri 对混合过程和热波动的影响.

关键词: 数值模拟; 热波动; T 型管道; 混合

中图分类号: TK121 文献标识码: A

DOI 10.3879/j.issn.1000-0887.2009.11.004

引 言

T 型管道广泛运用于诸如石油化工厂和核电厂等管路系统中的冷热流体的混合和连接. 对于核电厂的安全问题, T 型管道的结构热疲劳是一项重要的技术热点. 这种热疲劳的起因与冷热流体的混合过程造成的壁面高频温度波动密切相关^[1-5]. 因此, 理解产生流体温度波动的机理尤为重要, 流体温度波动诱发高频热疲劳失效包括以下 5 个方面的机理过程: 1) 湍流扩散引起的温度波动; 2) 分子扩散和对流换热引起的边界层内部温度波动; 3) 导热引起的壁面内部温度波动; 4) 温度波动引起的热应力波动; 5) 产生疲劳裂纹. 对于过程 4) 和 5) 的结构分析, 有必要知道过程 1) ~ 3) 的温度波动情况. 温度波动幅度及其频率是 T 型管道热疲劳评估的 2 个关键参数.

要获得 T 型管道中冷热流体混合过程的温度波动, 需要求解混合过程中的流动和传热问题. 由于诸如 $k-\varepsilon$ $k-\omega$ 和 Reynolds 应力模型等都是 Navier-Stokes 方程经过时均化的结果, 故不能捕捉到混合过程中的速度和温度波动. 越来越多的研究^[6-11] 应用更高级的大涡模拟 (large

* 收稿日期: 2008-03-03 修订日期: 2009-09-10

基金项目: 国家自然科学基金资助项目 (50906002); 北京市科技新星计划资助项目 (2008B16)

作者简介: 朱维宇 (1969—), 男, 辽宁辽阳人, 高级工程师, 硕士 (Tel + 86-10-84079919,

Fax + 86-10-84079880 E-mail lhb_jwzy@sina.com);

卢涛 (1975—), 男, 江西丰城人, 副教授, 博士 (联系人, Tel + 86-10-64417994

E-mail lkesug@sina.com).

eddy simulation-LES) 湍流模型来捕捉诸如涡、速度和温度波动、波动的功率谱密度等更为详细的流动信息。

两种不同温度的流体湍流混合引起的温度波动是产生热疲劳失效的主要原因之一。发生在 T 型管道中的高频热疲劳是轻水反应堆管路系统生命周期管理的重要课题之一。Lee 等^[12]运用 LES 数值分析了温度波动和混合 T 型管道冷却剂管路的结构响应, 他们的研究表明冷流体的温度场和湍流混合引起的强化换热是 T 型管道疲劳失效的主要因素。Hu 和 Kazimi^[13]在商业计算流体力学软件 FLUENT 平台上, 运用 LES 湍流模型对 T 型管道中的两种类型的混合过程进行了求解, 无量纲时均温度和无量纲温度波动的数值结果和实验结果吻合良好。Wegner 等^[14]运用 LES 方法, 研究了如何通过改变射流和错流角度来提高湍流混合效果, 研究结果表明倾斜角影响涡结构和二次流特征, 涡结构和二次流反过来对混合过程又有影响。Majander 和 Sikonen^[7]基于射流速度和直径, 其 Reynolds 数为 46 700 射流速度比为 2/3 的射流过程进行了 LES 模拟, 数值结果与先前的实验结果进行了对比, 计算结果很好地重复了包括剪切层指环涡和涡对等现象。Tokuhira 和 Kimura^[15]对 3 个喷嘴的混合过程进行了实验研究, 其中中心喷嘴较相邻 2 个喷嘴的温度较低, 分别运用 Doppler 速度测量仪和垂直布置的热电偶阵列对不同温度和速度的情况进行了测量。Naoya 等^[16]用激光 Doppler 测速仪和热电偶测量了 T 型管道中的速度和温度, 运用直接数值模拟方法进行了数值计算, 其研究表明好的网格是获得良好数值结果的基础。

既往研究表明, 冷热流体混合过程的温度波动是造成 T 型管道热疲劳的主要原因。对于 T 型管道的热疲劳评估, 温度波动的幅度和频率是 2 个关键参数。本文基于 Smagorinsky-Lilly 亚格子模型, 在 FLUENT 平台上对 T 型管道冷热流体混合过程进行数值模拟, 获得速度场和温度场。与温度情况类似, 定义无量纲时均速度和无量纲均方根速度来描述时均速度和速度波动。为了评估热疲劳, 对 T 型管道和壁面上具有最强温度波动的无量纲温度功率谱密度进行了分析。同时分析了 Reynolds 数 Re 和 Richardson 数 Ri 对混合过程温度波动的影响, 给出了削弱热疲劳的管道安排建议。

1 控制方程

对于不可压缩流体, 过滤的 LES 方程可以写成^[7, 14, 17-18]

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

$$\frac{\partial \rho u_i}{\partial t} + \frac{\partial \rho u_i u_j}{\partial x_j} = - \frac{\partial p}{\partial x_i} + \frac{\partial}{\partial x_j} (2\mu S_{ij} - \tau_{ij}) - \rho \alpha g \Delta T, \quad (2)$$

以上诸式中 u_i 为速度, p 为压力, ρ 为密度, α 为热膨胀系数, g 为重力加速度, ΔT 为温差, μ 为动力粘度。应变率张量为

$$S_{ij} = \frac{1}{2} \left(\frac{\partial u_i}{\partial x_j} + \frac{\partial u_j}{\partial x_i} \right), \quad (3)$$

亚格子应力为

$$\tau_{ij} = \rho \overline{u_i u_j} - \rho u_i u_j. \quad (4)$$

亚格子应力模型大多用涡-粘度模型来表示, 即

$$\tau_{ij} - \frac{\tau_{kk} \delta_{ij}}{3} = - 2\mu S_{ij} \quad (5)$$

τ_{ij} 为亚格子应力, μ_t 为涡粘度, S_{ij} 为应变率张量.

亚格子应力模型之间的区别在于他们具有不同的涡粘度 $\mu_t^{[7, 13]}$. Smagorinsky亚格子应力模型首先由 Smagorinsky^[19] 提出, 后由 Lilly 进一步发展. Smagorinsky-Lilly (SL) 模型中的涡粘度表示为

$$\mu_t = \rho L_s^2 |S|^2, \quad (6)$$

上式中, $|S| = \sqrt{2S_{ij}S_{ij}}$, L_s 为亚格子模型混合长度, 由下式计算:

$$L_s = \min(kd, C_s V^{1/3}), \quad (7)$$

上式中, k 为 von Karman 参数, 取 0.42, d 为离近壁距离, C_s 为 Smagorinsky 常数, V 为计算单元体积, Lilly 推导 C_s 取 0.17. 然而, 在诸如近壁面附近存在平均剪切和平动流动时, 这个值容易导致大尺度波动的阶跃, FLUENT 中采用的缺省值为 0.1, 这个值对于较宽的流动条件能够获得很好的结果.

为了耦合流体力学和传热模拟, 应该应用传热模型. 方程 (8) 为能量控制方程^[18]

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho E) + \frac{\partial}{\partial x_i}[u_i(\rho E + p)] = \frac{\partial}{\partial x_i}\left[k_{\text{eff}}\frac{\partial T}{\partial x_i} - \sum_j h_j J_j + u_i(\tau_{ij})_{\text{eff}}\right] + S_h, \quad (8)$$

$$E = h - \frac{p}{\rho} + \frac{u_i^2}{2}, \quad (9)$$

$$h = \sum_j m_j h_j + \frac{p}{\rho}, \quad (10)$$

$$h_j = \int_{T_{\text{ref}}}^T C_{p,j} dT, \quad (11)$$

以上诸式中, k_{eff} 为有效导热系数, J_j 为组分 j 的扩散密度, τ_{ij} 为式 (5) 定义的亚格子应力. 式 (8) 右边前 3 项分别代表由于导热、组分扩散和粘度耗散引起的能量传输. S_h 包括化学反应热和其他体积热源. 参考温度取 298.15 K.

如图 1 所示, 壁面为无滑移速度边界条件和绝热边界条件. 对于主管和支管, 给定速度曲线作为入口流动边界, 主管出口为出口流动边界条件. 操作压力取环境压力.

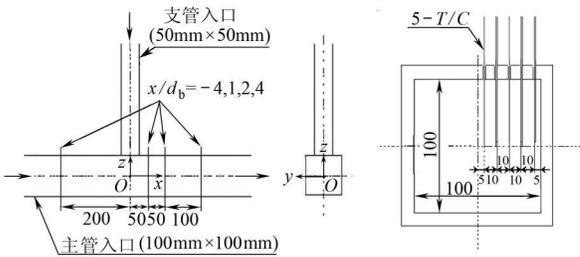


图 1 T型管道冷热流体混合示意图

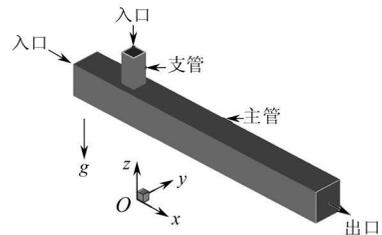


图 2 T型管道三维模型

综上, 3 个控制方程和相应的流动与传热边界条件构成求解问题. 式 (1) 是质量守恒方程, 式 (2) 是 Navier-Stokes 动量守恒方程, 式 (8) 是能量守恒方程. LES 方法用于模拟流体混合机理, 传热模型涵盖了导热和对流.

2 数值计算步骤与结果

Naoaya 等^[16] 对表 1 中不同条件下的方腔 T 型管道中的混合流动进行了实验研究. 为了和

他们的实验数据比较,我们对如图 2 所示的相同 T 型管道进行研究,在 FLUENT 平台上对表 1 中的算例 1 算例 5 和算例 6 进行 LES 模拟.

表 1 实验条件

	主管入口条件				支管入口条件				$\Delta T / ^\circ\text{C}$	Ri
	$u_m / (\text{m/s})$	$T_m / ^\circ\text{C}$	Re	Pr	$u_b / (\text{m/s})$	$T_b / ^\circ\text{C}$	Re	Pr		
算例 1	0.02	70.32	4840	2.6	0.04	27.42	2370	5.8	42.9	11.0
算例 2	0.02	28.55	2400	5.7	0.04	69.44	4840	2.6	-40.89	-10.5
算例 3	0.02	34.59	2740	5.0	0.04	26.43	2290	6.0	8.16	2.10
算例 4	0.02	28.53	2400	5.7	0.04	35.82	2740	5.0	-7.29	-1.88
算例 5	0.15	70.48	36300	2.6	0.3	23.78	16300	6.3	46.7	0.214
算例 6	0.15	23.83	16300	6.3	0.3	70.21	36300	2.6	-46.38	-0.212

我们的研究中,流体密度基于 Boussinesq 近似,在式 (2) 中考虑由于温差而引起的浮升力的影响.浮升力通过定义 Richardson 数 Ri 来表示:

$$Ri = \frac{g \alpha \Delta T d_b}{u_m^2}, \quad (12)$$

上式中, $\Delta T = T_m - T_b$, d_b 为支管边长, u_m 为主管入口速度, T_m 为主管入口温度, T_b 为支管入口温度.

2.1 数值计算步骤

三维 T 型管道模型如图 2 所示,在 FLUENT 前处理软件 GAMBIT 中划分网格.如图 1 所示,主管和支管的中心交界面中心为坐标原点.

因为近壁面区域的温度波动是热疲劳关心的重点,所以有必要确保计算网格足够的好,以保证能够捕捉到这个区域的小尺度湍流运动.无量纲参数 y^+ 用于定义近壁区边界层湍流速度.依赖于速度和温度,本文的第 1 层网格厚度为 0.1 mm,其 $y^+ < 12$.随后的网格长度增长率为 1.2.边界层划分为 10 层.近壁区求解具有足够的精度,在 FLUENT 大涡模拟中采用近壁面模型.

无量纲时均温度和无量纲波动温度分别用于描述时均温度和时均温度波动强度^[13].无量纲温度定义如下:

$$T_i^* = \frac{T_i - T_b}{T_m - T_b}, \quad (13)$$

上式中, T_i 为瞬时温度.按此定义,主管入口无量纲温度为 1,支管入口无量纲温度为 0.

在本文的数值模拟中,我们在 $y/d_b = 0.1, 0.3, 0.5, 0.7, 0.9$ 和 $x/d_b = -4.1, 2.4$ 交线上沿着高度方向每 5 mm、100 Hz 的频率采样.对于算例 1,采样时间从 20 s 至 45 s;对于算例 5 和算例 6,采样时间从 3 s 至 13 s.

时间平均的无量纲时均温度为

$$T^* = \frac{1}{N} \sum_{i=1}^N T_i^*, \quad (14)$$

上式中, N 为总的时间采样数.

无量纲均方根温度描述无量纲温度波动强度,如下式所示:

$$T_{ms}^* = \sqrt{\frac{1}{N} \sum_{i=1}^N (T_i^* - T^*)^2}. \quad (15)$$

同理,用 u_{ix} 代替 T_i^* , x 方向时均速度 u_x 和速度 $u_{x,ms}$ 的定义分别和式 (14)和式 (15)相类似,分别用来描述时均速度和速度波动强度.

2.2 大涡模拟有效性

为了研究大涡模拟的有效性,本文用算例 5 的数值结果和文献 [16]中的实验结果进行对比.

图 3(a)对算例 5 中 $y/d_b = 0.3$ 平面内的无量纲时均温度的数值结果和实验结果进行对比. 尽管在一些位置上存在一点差异,但数值结果曲线和实验结果曲线具有很好的吻合度. 数值结果相对于实验结果的平均相对误差为 4.6%,最大相对误差为 14.6%. 数值结果曲线和实验结果曲线非常类似,在中部具有一个极值,这主要是由于支管冷流体引起的. 极值随着 x/d_b 的增加而减少,这意味着随着流体向下游流动,温度分布越来越均匀.

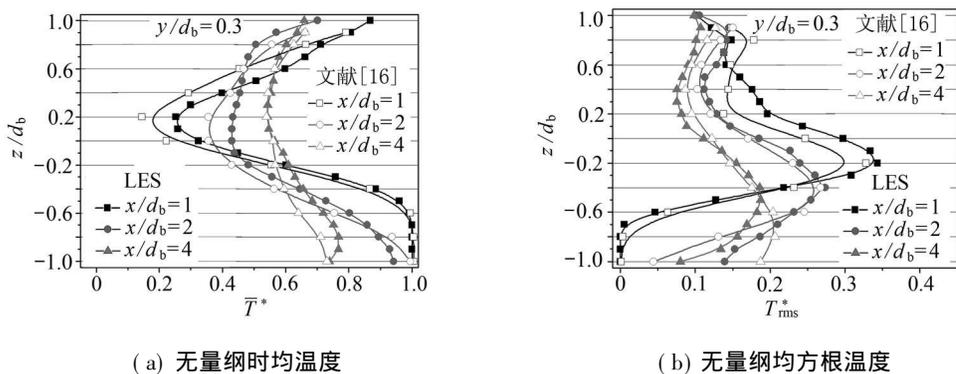


图 3 算例 5 中 $y/d_b = 0.3$ 平面上的数值结果和实验结果对比

图 3(b)对算例 5 的 $y/d_b = 0.3$ 平面内的无量纲均方根温度数值结果和实验结果进行对比. 与无量纲时均温度类似,数值结果的无量纲均方根温度曲线与实验结果曲线吻合良好. 两者具有相同的趋势: 都有一个最大值,这意味着在每一个平面内存在一点温度波动最强,并说明沿着高度方向,其温度波动是不均匀的. 最大值随着 x/d_b 的增加而减少,说明温度波动随着流体流动而减弱. 在该图中,数值结果较实验结果的平均相对误差为 2.33%,最大相对误差为 10.7%.

上述比较表明,大涡模拟的数值结果不仅在质量上,而且在数值上,和实验结果都具有很好的吻合度. 数值结果的误差是可以接受的. 因此,对于 T 型管道中的冷热流体混合湍流的模拟,大涡模拟是一种可靠的方法.

2.3 结果

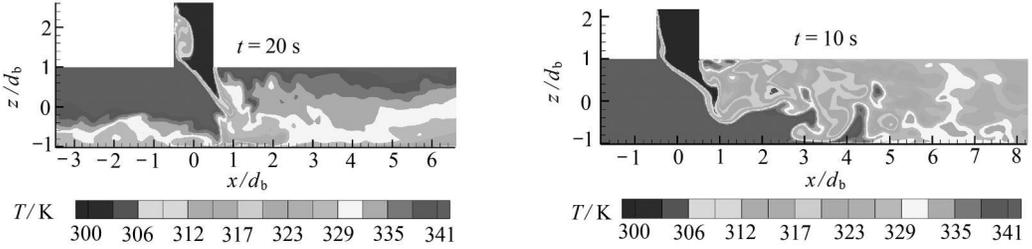
为了讨论 Reynolds 数 Re 和 Richardson 数 Ri 对混合过程和热波动的影响,我们选择表 1 中算例 1、算例 5 和算例 6 等具有不同流动条件的算例进行比较.

2.3.1 算例 1 和算例 5 比较

首先,算例 1 和算例 5 进行比较. 每个算例具有自身的特征. 算例 1 的入口速度较低, Reynolds 数 Re 相对较小, Richardson 数 Ri 相对较大,而算例 5 的入口速度较大, Reynolds 数 Re 相对较大, Richardson 数 Ri 相对较小.

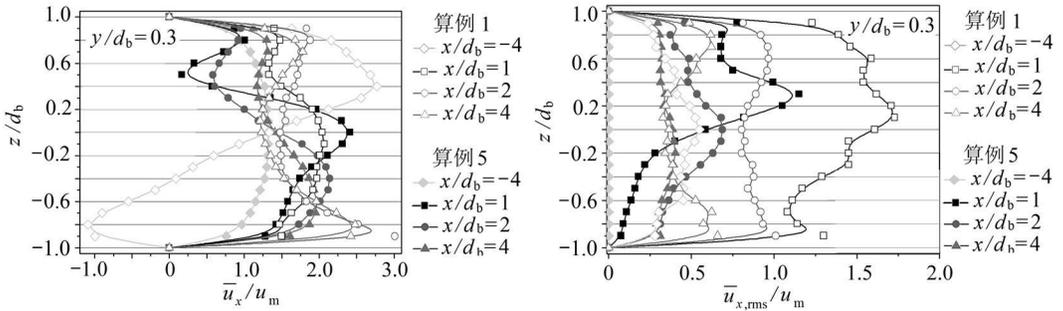
图 4(a)和图 4(b)分别为算例 1 在 20 s 时刻和算例 5 在 10 s 时刻 $y/d_b = 0$ 平面的温度分布图. 从图中可以看出,两个算例的温度分布存在很大不同. 如图 4(a)所示,浮升力对 T 型管道中冷热流体的混合过程具有重要影响,浮升力导致主管中的热流体向支管上游冲刷,并与支

管中的冷流体混合. 同时, 当支管中的混合流体向主管底部冲击时, 由于主管流体的惯性力不足以克服浮升力的影响, 具有相对低温的混合流体向主管的上游回流. 此外, 热分层现象, 即热流体几乎在上部流动而冷流体在底部流动, 在主管中可以清晰地观察到. 相反, 图 4(b)中的主管上游温度一致, 说明冷热流体仅在下游混合, 对上游区域没有影响, 这是因为算例 5 的入口速度快, Reynolds 数高, 流体的惯性力比浮升力大, 所以混合仅发生在下游. 算例 5 主管的下游, 温度分布是无序的, 没有观测到热分层现象. 由于 Richardson 数是如此的小 (接近 0), 因而浮升力效果小, 以至于可以被忽略.



(a) 算例 1 在 20 s 时刻 (b) 算例 5 在 10 s 时刻

图 4 $y/d_b = 0$ 平面内的温度分布



(a) 时均速度 (b) 均方根速度

图 5 算例 1 和算例 5 在 $y/d_b = 0.3$ 平面内 x 方向速度对比

图 5(a) 对算例 1 和算例 5 在平面 $y/d_b = 0.3$ 中的 x 方向的时均速度进行了对比. 如图 5(a) 所示, 算例 1 在 $x/d_b = -4$ 上的 x 方向的时均速度曲线象 S 形状, 主管的底部的速度为负值, 如图 4(a) 所示的一样, 说明该区域有回流. 对于算例 5 在 $x/d_b = -4$ 上的 x 方向的时均速度曲线形状为充分发展的湍流速度.

图 5(b) 对算例 1 和算例 5 在平面 $y/d_b = 0.3$ 中的 x 方向的均方根速度进行了对比. 对于算例 1, 最大值在 $x/d_b = 1$ 平面上, 均方根速度在高度方向变化明显, 这意味着在 $y/d_b = 0.3$ 平面上该处的 x 方向的速度波动最强. 在 $x/d_b = 2$ 和 $x/d_b = 4$ 上, 均方根速度沿高度方向变化不大. 两算例的最大值都随着 x/d_b 的增大而减少, 这意味着随着流体的流动 x 方向的速度波动逐渐减弱. 对于算例 1 在 $x/d_b = -4$ 上, 均方根速度不等于 0 说明主管上游受回流的影响产生速度波动. 对于算例 5 在 $x/d_b = -4$ 上, 均方根速度等于 0 说明这里没有速度波动. 如图 5(b) 所示, 除了 $x/d_b = 4$ 曲线外, 算例 1 较算例 5 的无量纲均方根速度大.

图 6(a) 对算例 1 和算例 5 在平面 $y/d_b = 0.3$ 中的无量纲时均温度进行了对比. 对于算例 1 所有曲线都接近倾斜的直线, 特别是 $x/d_b = 2$ 和 $x/d_b = 4$ 曲线, 这意味着温度沿高度成线性

分布,也说明在T型管道中存在热分层现象。 $x/d_b = 2$ 和 $x/d_b = 4$ 曲线近似重合,表明在这一区域温度分布趋于稳定,混合过程在 $x/d_b = 2$ 处几乎充分发展.对于算例5上游曲线为等于1的垂直线,说明主管的上游完全由热流体充满.下游曲线有些类似,每1条曲线在中部有1极值.在 $x/d_b = 1$ 的无量纲时均温度具有最宽的变化范围(从0.25到1),而在 $x/d_b = 4$ 的无量纲时均温度具有最窄的变化范围(从0.55到0.8),这说明随着流体流动,温度沿高度方向的分布越来越均匀.

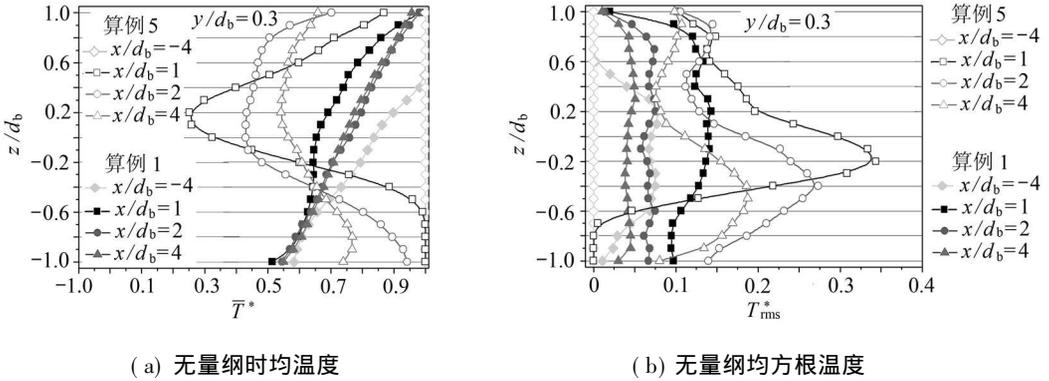


图6 算例1和算例5在 $y/d_b = 0.3$ 平面内的温度对比

图6(b)对算例1和算例5在平面 $y/d_b = 0.3$ 中的无量纲均方根温度进行了对比.在算例1中,主管上游 $x/d_b = -4$ 靠近顶部和底部的均方根温度接近0而在中部相对较大,这说明在顶部和底部的温度波动较弱,而中部的温度波动较强.在主管下游,3条曲线很类似,几乎成线性分布,说明温度波动强度沿着高度几乎相同.两个算例的均方根温度都随着 x/d_b 的增加而减少,说明随着流体流动,温度波动逐渐减弱.对于算例5在 $x/d_b = -4$ 上,温度波动强度始终为0,说明这里没有温度波动.在主管的下游,3条曲线表现出相同的趋势,每一条曲线有1极大值,并且沿着高度呈现明显变化,这说明温度波动沿高度方向是不均匀的,每一个截面中存在1个最强混合核心.

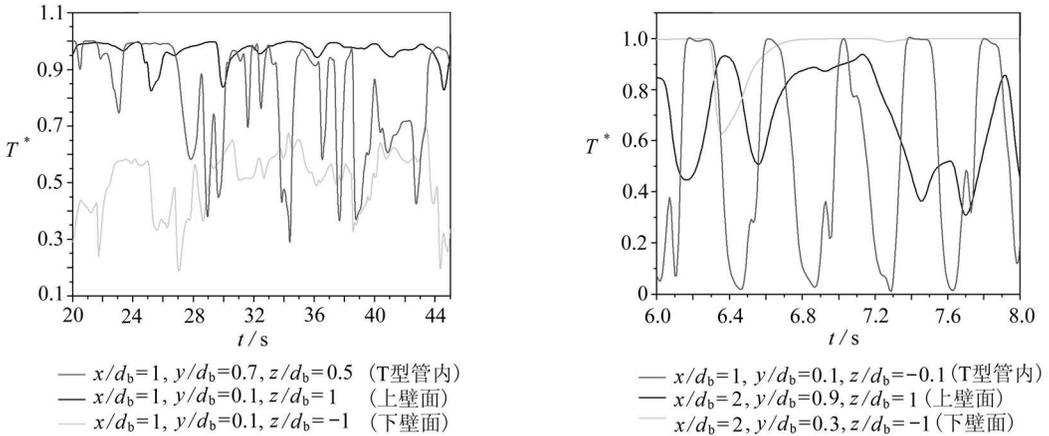


图7 T型管道、上下壁面上的最强无量纲温度波动情况

温度波动对于管道的热疲劳分析和寿命评估是基础数据.图7(a)和图7(b)分别展示了算例1和算例5在流体、上壁面和下壁面无量纲温度波动幅度最强的情况.如图7(a)所示,混

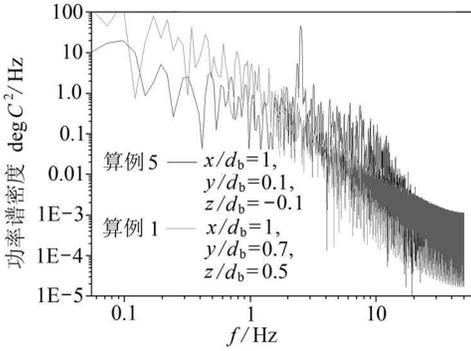


图 8 算例 1 和算例 5 最强温度波动的功率谱密度对比

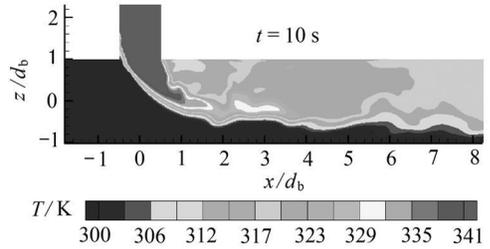


图 9 算例 6 在 $y/d_b = 0$ 平面上 10 s 时刻的温度分布

合流体中最强的无量纲温度波动变化范围为 0.29 至 1, 下壁面最强的无量纲温度波动变化范围为 0.19 至 0.7, 上壁面最强的无量纲温度波动变化范围为 0.83 至 1, 下壁面温度波动比上壁面强得多. 这样, 下壁面比上壁面更容易遭受更高的循环热应力. 图 7(b) 中, T 型管道中最强温度波动最具代表性, 其变化范围从 0 至 1, 这意味着该位置由主管热流体和支管冷流体交替占据, 其周期大约为 0.4 s, 其频率大约为 2.5 Hz. 上壁面的最强温度波动比下壁面强得多, 这意味着上壁面较下壁面更容易遭受更大的循环热应力. 这种情况和算例 1 正好相反. 在算例 1 中, 上下壁面最强温度波动点的位置都在 $x/d_b = 1$ 平面上, 而在算例 5 中, 其位置点在 $x/d_b = 2$ 上. 这是因为在算例 5 中, 入口流体速度较快, Reynolds 数相对较高, 最强温度波动点的位置更加远离主管和支管相交的中心点.

虽然获得了流体中、上下壁面上的最强无量纲温度波动情况, 但是还不能反映波动的频率特征. 通过对瞬时温度平方值做快速 Fourier 变换, 可以获得温度波动的功率谱密度, 这是热疲劳分析最重要的参数之一.

图 8 为算例 1 和算例 5 中 T 型管道内部最强温度波动点的功率谱密度对比图. 如图所示, 在低频区 ($f < 1$ Hz), 算例 1 比算例 5 的稍大一点. 在中频区 ($2 < f < 20$ Hz), 算例 1 比算例 5 的要小. 在高频区 ($f > 20$ Hz), 算例 1 比算例 5 的大很多. 这说明算例 1 的功率谱密度函数随着频率的增加下降较快, 而算例 5 的功率谱密度函数随着频率的增加下降缓慢. 在算例 1 中, 低频的温度波动具有很高的能量, 而在算例 5 中, 中频的温度波动具有很高的能量.

2.3.2 算例 5 和算例 6 结果比较

为了考察 Richardson 数 Ri 对混合过程和热波动的影响作用, 对算例 5 和算例 6 的数值结果进行了比较, 这两算例具有同样的入口速度, 但入口温度相反.

图 9 为算例 6 在 $y/d_b = 0$ 平面上 10 s 时刻的温度分布图. 与算例 5 (见图 4(b)) 的温度分布对比, 算例 6 的温度分布较算例 5 的均匀得多. 在主管下游的底部, 被主管中的冷流体充满, 支管的热流体不能到达该区域. 那是因为 Richardson 数为负值, 浮升力方向与热流体速度方向相反, 支管中的热流体需要克服浮升力才能到达这里.

很明显, 正负 Richardson 数反映了浮升力对支管流体的影响. 当 Richardson 数为正时, 支管流体冲向主管底部的力量得到增强.

图 10(a) 为算例 5 和算例 6 在 $y/d_b = 0.1$ 平面内的 x 方向的时均速度对比. 如图所示, 在 $x/d_b = -4$ 两个算例的速度曲线都为湍流充分发展速度. 在主管下游, 两个不同算例的曲线非常相似, 这说明两种算例的速度混合本质上大体相同.

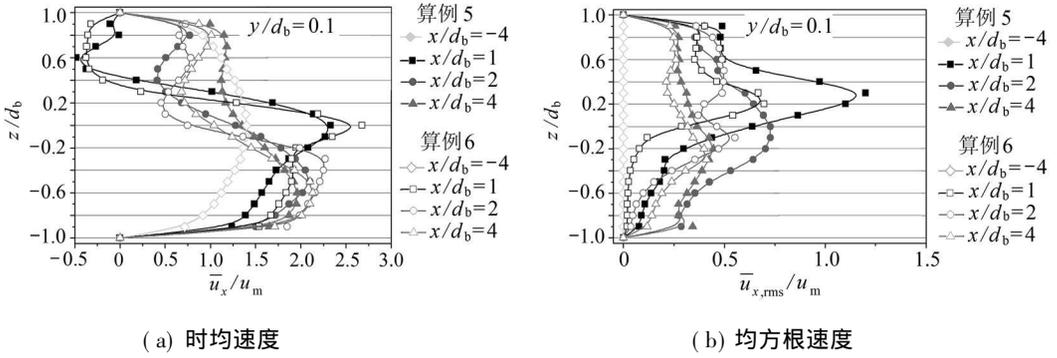


图 10 算例 5 和算例 6 在 $y/d_b = 0.1$ 平面内 x 方向速度对比

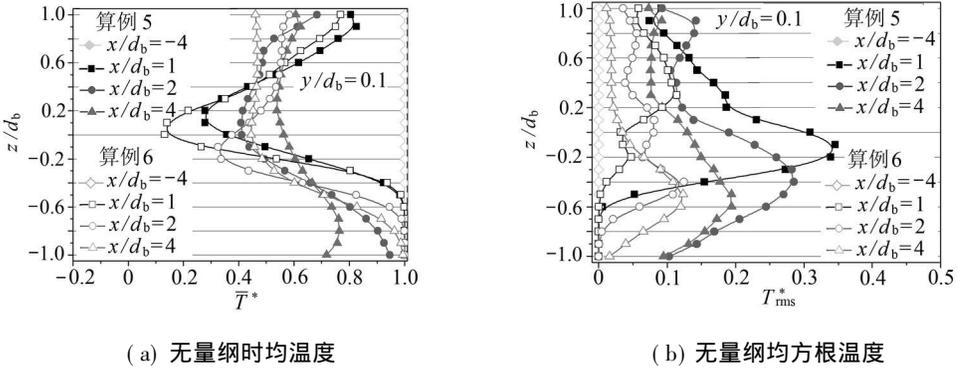


图 11 算例 5 和算例 6 在 $y/d_b = 0.1$ 平面内的温度对比

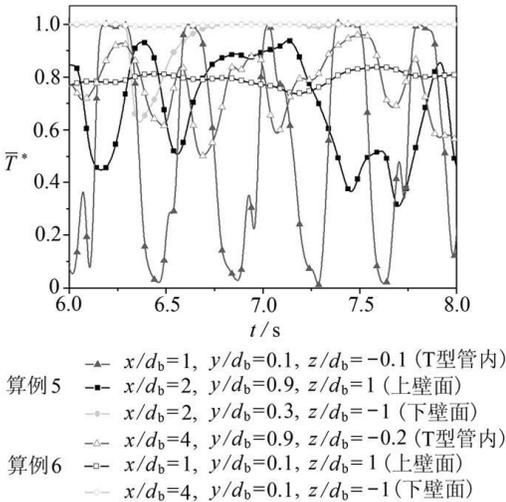


图 12 算例 5 和算例 6 的 T 型管内部，上下壁面上最强无量纲温度对比

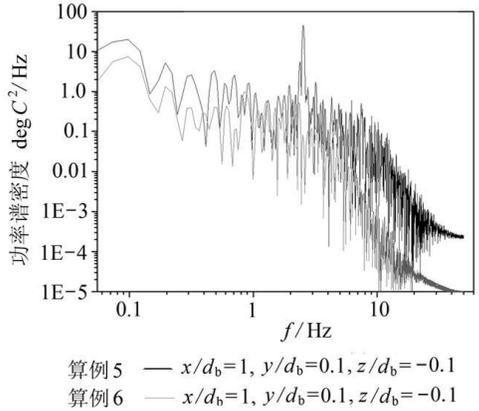


图 13 算例 5 和算例 6 最强温度波动的功率谱密度对比

图 10(b) 为算例 5 和算例 6 在 $y/d_b = 0.1$ 平面内的 x 方向的均方根速度对比。对于两个算例， x 方向的均方根速度随着 x 方向越来越小。在主管下游，算例 6 较算例 5 的 x 方向的均方根速度要小，这意味着算例 6 较算例 5 的速度波动要弱，其原因在于算例 6 较算例 5 的浮升力对混合过程的影响要小。

图 11(a) 为算例 5 和算例 6 在 $y/d_b = 0.1$ 平面内无量纲时均温度对比。注意到式 (13) 关

于无量纲时均温度的定义,无量纲时均温度表示流体温度接近主管流体入口温度的程度.在主管下游,两算例的曲线相似,但是算例 6 较算例 5 的变化范围更宽.对于这两个算例,上半部和下半部的无量纲时均温度存在很大差异.对于算例 6 由于浮升力,靠近上壁面的无量纲时均温度受支管热流体的强烈影响,而靠近下壁面的无量纲时均温度受主管冷流体的强烈影响.

图 11(b)为算例 5 和算例 6 在 $y/d_0 = 0.1$ 平面内无量纲均方根温度对比.在主管下游,两算例的曲线十分不同.很明显,算例 6 较算例 5 的温度波动强度要弱得多,算例 5 较算例 6 的最大强度几乎是 3 倍,这说明算例 6 这样的混合安排可以显著削弱波动.

图 12 为算例 5 和算例 6 中 T 型管道内、上下壁面最强无量纲温度波动图.如图所示,算例 6 较算例 5 的无量纲温度变化范围要窄得多.很明显,算例 6 较算例 5 在 T 型管道内、上下壁面最强无量纲温度波动要弱得多,这样可以减少壁面遭受热疲劳.因此,负的 Richardson 数 Ri 是一种减少 T 型管道冷热流体混合过程热波动的有效方法.

图 13 为算例 5 和算例 6 最强无量纲温度波动的功率谱密度图.如图所示,两算例的最强温度波动的功率谱密度很相似,具有相同的模式.然而,算例 6 较算例 5 的温度波动的功率谱密度要小,说明算例 6 较算例 5 的冷热流体管道安排对减少管道热疲劳是一种更好的方式.

3 结 论

在商业 CFD 软件 FLUENT 平台上,运用 LES 湍流模型和 Smagorinsky-Lilly 亚格子模型,对 T 型管道混合过程的热波动进行了模拟.预测和分析了温度场和速度场、无量纲时均温度和速度、无量纲波动温度和速度.为了评估热疲劳风险,分析了 T 型管道内部、壁面上的最强温度波动和功率谱密度.数值结果表明:

1) 大涡模拟对于 T 型管道冷热流体混合过程的模拟是一种有效方法,能够精确预测热波动.

2) 通过模拟,获得了热波动的密度和频率,这两个参数是热疲劳分析和寿命评价的关键参数.

3) Reynolds 数 Re 和 Richardson 数 Ri 都对混合过程和热波动具有显著影响.入口速度和 Reynolds 数越大,主管下游的混合长度越长,壁面最强温度波动位置越远离主管与支管交界面中心. Richardson 数 Ri 决定了浮升力对流体的影响, Richardson 数 Ri 越大,浮升力对流体的影响越强,热分层越明显,主管下游的混合区域长度越长.

4) 另外, Richardson 数 Ri 决定浮升力对支管流体的影响.当 Richardson 数为正,支管流体对主管下部的影响增强,它也通过影响混合过程影响热波动.对于 Richardson 数为负的情况,混合越平缓,热波动显著减弱,这为结构热疲劳提供了更有效的保护.

[参 考 文 献]

- [1] Lee H Y, Kim J B, Yoo B Green's function approach for crack propagation problem subjected to high cycle thermal fatigue loading[J]. International Journal of Pressure Vessels and Piping, 1999, 76(8): 487-494.
- [2] Jones I S Impulse response model of thermal striping for hollow cylindrical geometries[J]. Theoretical and Applied Fracture Mechanics, 2005, 43(1): 77-88.
- [3] Young L J Lifetime evaluation of cracked shaft sleeve of reactor coolant pump under thermal striping[J]. International Journal of Solids and Structures, 2001, 38(46/47): 8345-8358.
- [4] Meshii T, Shibata K, Watanabe K Simplified method to evaluate upper limit stress intensity

- factor range of an inner-surface circumferential crack under steady state thermal striping [J]. *Nuclear Engineering and Design*, 2006 **236**(10): 1081–1085.
- [5] Lejeail Yves Kasahara N. Thermal fatigue evaluation of cylinders and plates subjected to fluid temperature fluctuations [J]. *International Journal of Fatigue*, 2005 **27**(7): 768–772
- [6] Labbe O, Maglaras E, Garnier F. Large-eddy simulation of a turbulent jet and wake vortex interaction [J]. *Computers & Fluids*, 2007, **36**(4): 772–785.
- [7] Majander Petri Sikonon T. Large-eddy simulation of a round jet in a cross-flow [J]. *International Journal of Heat and Fluid Flow*, 2006, **27**(3): 402–415
- [8] Fan J Y, Zhang Y, Wang D Z. Large-eddy simulation of three-dimensional vortical structures for an impinging transverse jet in the near region [J]. *Journal of Hydrodynamics, Ser B*, 2007, **19**(3): 314–321.
- [9] Popovac M, Hanjalic K. Large-eddy simulations of flow over a jet-impinged wall-mounted cube in a cross stream [J]. *International Journal of Heat and Fluid Flow*, 2007, **28**(6): 1360–1378.
- [10] Afgan I, Moulinec C, Prosser R, et al. Large eddy simulation of turbulent flow for wall-mounted cantilever cylinders of aspect ratio 6 and 10 [J]. *International Journal of Heat and Fluid Flow*, 2007, **28**(4): 561–574
- [11] Jiang P, Guo Y C, Chan C K, et al. Frequency characteristics of coherent structures and their excitations in small aspect-ratio rectangular jets using large eddy simulation [J]. *Computers & Fluids*, 2007, **36**(3): 611–621
- [12] Lee J I, Hu L W, Saha P, et al. Numerical analysis of thermal striping induced high cycle thermal fatigue in a mixing tee [J]. *Nuclear Engineering and Design*, 2009, **239**(5): 833–839.
- [13] Hu L W, Kazimi M S. LES benchmark study of high cycle temperature fluctuations caused by thermal striping in a mixing tee [J]. *International Journal of Heat and Fluid Flow*, 2006 **27**(1): 54–64
- [14] Wegner B, Huai Y, Sadiki A. Comparative study of turbulent mixing in jet in cross-flow configurations using LES [J]. *International Journal of Heat and Fluid Flow*, 2004 **25**(5): 767–775
- [15] Tokuhira A, Kimura N. An experimental investigation on thermal striping mixing phenomena of a vertical non-buoyant jet with two adjacent buoyant jets as measured by ultrasound doppler velocity [J]. *Nuclear Engineering and Design*, 1999, **188**(1): 49–73
- [16] Fukushima Naoya, Fukagata Koji, Kasagi N. Numerical and experimental study on turbulent thermal mixing in a T-junction flow [A]. In *The 6th ASME-JSME Thermal Engineering Joint Conference* [C]. TED-AJ03-582 Hawaii 2003
- [17] Temmeman L, Leschizner M A, Mellen C P, et al. Investigation of wall-function approximations and subgrid-scale models in large eddy simulation of separated flow in a channel with streamwise periodic constrictions [J]. *International Journal of Heat and Fluid Flow*, 2003, **24**(2): 157–180
- [18] Wang Y, Yuan G, Yoon Y K, et al. A large eddy simulation (LES) for synthetic jet thermal management [J]. *International Journal of Heat and Mass Transfer*, 2006, **49**(13/14): 2173–2179.
- [19] Smagorinsky J. General circulation experiments with the primitive equations—I the basic experiment [J]. *Monthly Weather Review*, 1963 **91**(3): 99–164

Large Eddy Simulation of Hot and Cold Fluids Mixing in a T-Junction for Prediction of Thermal Fluctuations

ZHU Weiyu¹, LU Tao¹, JIANG Peixue², GUO Zhi-jun¹, WANG Kuisheng¹

(1. School of Mechanical and Electrical Engineering, Beijing University of Chemical Technology,
Beijing 100029 P. R. China;

2 Key Laboratory for Thermal Science and Power Engineering of Ministry of
Education, Department of Thermal Engineering,
Tsinghua University, Beijing 100084 P. R. China)

Abstract The temperature fluctuations in a mixing T-junction have been simulated on the FLUENT platform using the large eddy simulation (LES) turbulent flow model with a sub-grid scale Smagorinsky-Lilly model. The normalized mean and root mean square temperatures, which are used to describe the time-averaged temperature and temperature fluctuation intensity, were obtained, as well as velocity. The power spectral densities of temperature fluctuations, which are key parameters for thermal fatigue analysis and life time evaluation, were analyzed. The simulation results were consistent with experimental data published in the literature, which shows that the LES is reliable. Several mixing processes under different conditions were simulated in order to analyze the effects of varying Reynolds number (Re) and Richardson number (Ri) on the mixing course and thermal fluctuations.

Key words numerical simulation, thermal fluctuation, T-junction, mixing