

文章编号: 1000-8055(2022)11-2668-12

doi: 10.13224/j.cnki.jasp.20220510

气固两相流对燃气-蒸汽弹射动力系统弯管结构影响的流热固耦合数值研究

陈奇飞¹, 刘士杰², 陈树伟³, 梁国柱¹, 汪太琨³

- (1. 北京航空航天大学 宇航学院, 北京 102206;
2. 北京航空航天大学 数学与系统科学学院, 北京 102206;
3. 中国船舶集团有限公司 第七一三研究所, 郑州 201108)

摘 要: 为了研究固体颗粒对弯管的影响, 采用颗粒轨道模型计算弯管内气固两相流, 并采用流热固耦合来计算弯管结构在两相流下的热力响应, 最后研究了固粒粒径大小的影响。结果表明: 固体颗粒在弯管外侧靠近出口端的位置相对聚集, 导致聚集处内壁面温度提高约 280 K, 塑性应变则提高约 60%, 并且相应的局部疲劳寿命降低 48%。粒径会影响固粒聚集颗粒平均体积分数及聚集位置附近的壁面温度、塑性应变。随着颗粒尺寸的增大, 聚集颗粒平均体积分数会先提高后降低, 导致聚集位置内壁温度和塑性应变先增大后减小, 局部疲劳寿命先减小后增大, 当粒径在 8 μm 左右时, 这三个量达到极值, 依次为 1 042 K、0.016 697 和 244 次循环寿命。

关 键 词: 弹射动力系统; 弯管; 流热固耦合; 流场; 温度场; 应力场

中图分类号: V435

文献标志码: A

Fluid-heat-solid coupling numerical study on influence of gas-solid two-phase flow on elbow tube of gas-steam ejection power system

CHEN Qifei¹, LIU Shijie², CHEN Shuwei³, LIANG Guozhu¹, WANG Taikun³

- (1. School of Astronautics, Beihang University, Beijing 102206, China;
2. School of Mathematics and Systems Science, Beihang University, Beijing 102206, China;
3. No.713 Research Institute, China State Shipbuilding Corporation Limited, Zhengzhou 201108, China)

Abstract: In order to study the influence of particles on the elbow tube, the particle track model was used to calculate the gas-solid two-phase flow in the elbow tube, and the fluid-thermo-structure coupling model was applied to calculate the thermal response of the elbow tube under the two-phase flow. Finally, the influence of the particle size was studied. Results showed that solid particles were gathered on the region outside of the elbow tube near the outlet, such that the temperature and plastic strain of the inner wall at the gathering region rose about 280 K and 60%, with the corresponding local fatigue life decreasing by 48%. Particle size affected the aggregation location and concentration of solid particles, as well as the temperature and plastic strain of the wall near the aggregation location. As the particle size increased, the average volume fraction of the aggregated particles increased and then decreased, resulting in an increase and then a decrease in the internal wall temperature and plastic strain at the gathering region, with the opposite change in local fatigue life. These three quantities reached extreme values when the particle size was around 8 μm , with 1 042 K, 0.016 697 and 244 cycle lives in that order.

收稿日期: 2022-07-16

作者简介: 陈奇飞(1995—), 男, 博士生, 主要从事动力系统仿真研究。

通信作者: 梁国柱(1966—), 男, 教授、博士生导师, 博士, 主要从事火箭动力系统设计 and 仿真研究。E-mail: lgz@buaa.edu.cn

引用格式: 陈奇飞, 刘士杰, 陈树伟, 等. 气固两相流对燃气-蒸汽弹射动力系统弯管结构影响的流热固耦合数值研究[J]. 航空动力学报, 2022, 37(11): 2668-2679. CHEN Qifei, LIU Shijie, CHEN Shuwei, et al. Fluid-heat-solid coupling numerical study on influence of gas-solid two-phase flow on elbow tube of gas-steam ejection power system[J]. Journal of Aerospace Power, 2022, 37(11): 2668-2679.

Keywords: ejection power system; elbow tube; fluid-heat-solid coupling; flow field; temperature field; stress field

燃气-蒸汽弹射动力系统具有结构简单、体积小、安全可靠等优点而被广泛应用于潜射导弹的发射^[1]。该动力系统采用含铝粉末的复合推进剂燃气发生器, 燃烧温度和压强与一般固体火箭发动机室温室压近似。高温高压的燃烧产物, 在冷却器中和水掺混后, 通过动力弯管进入发射筒。在动力弯管中, 燃气-蒸汽-固粒混合物的温度仍旧维持在上千摄氏度, 压强也在若干兆帕, 给动力弯管结构带来不小的工作负载。传统上对动力弯管进行结构强度设计时认为工作时间短而不考虑温度影响, 主要以气体压力下的应力响应作为设计依据^[2]。但当要求动力弯管重复使用时, 这样的依据已经不够了。热端部件, 诸如火箭发动机、火炮身管、锅炉管等多次使用时均会遇到由内壁面上应力循环而导致裂纹产生的疲劳问题, 而温度对内壁面上的应力有重大影响, 不可忽略。因此, 对动力弯管工作中的热力响应进行研究是很有必要的。

传统上采用简单理论公式或半经验公式估算结构壁面上的流体的温度和表面传热系数后, 再采用数值模拟方法计算结构热力响应^[3-4]。随着流热固耦合数值方法的成熟, 直接流热固耦合计算在大量领域的热端部件热力响应研究中已广泛应用, 如火箭发动机^[5]、航空发动机^[6]、燃气发生器^[7]、内燃机排气歧管^[8]、锅炉管道^[9]等。

在动力弯管中, 除燃气、蒸汽以外, 还有大量的 Al_2O_3 固体颗粒进入动力弯管, 形成气固两相流。

气固两相流数值计算模型已经有了不少研究。针对弯管中的气固两相流, Duarte 等^[10]采用随机轨道模型研究了气力输运中单向、双向或四向耦合模型, 发现在低体积分数下, 单向、双向耦合模型与四向耦合模型计算结果差别不大; Karimi 等^[11]则研究发现粗大网格下, 细颗粒被困在靠近墙壁的第一个单元的旋涡中, 并多次撞击墙壁。在壁面附近采用精细网格, 并用低雷诺数(Re)方法求解该区域的流动才能得到的结果与实验结果较为一致。上述弯管气固两相流研究中, 考虑的都是常温情况。对于高温下的气固两相流, 固体火箭发动机领域内研究较多, 尤其研究了颗粒直径的影响, 如 Moshfegh 等^[12]、Li 等^[13]采用随机轨道模型研究了固体火箭发动机中颗粒直径等对发动机流型、马赫数、压力和温度等值线以及对推力损失系数的影响等。

然而, 上述针对气固两相流的研究主要是考虑固粒对流场的影响, 考虑固粒对结构影响的研究较少。黄喻路等^[14]对喷管内二维轴对称气固两相流与结构温度场一体化数值模拟进行了编程和软件实现, 但没有具体研究固粒对结构的影响。此外, 气力管道输送领域, Zhu 等^[15]采用轨道模型和流固耦合方法计算了输运弯管内两相流引起的弯管变形, 但输运中流动是常温并且主要研究的是进口流速、曲率管径比和管径对弯管变形的影响。

综上所述, 为了研究燃气-蒸汽弹射动力系统弯管在高温高速气固两相流下的热力响应, 本文采用随机颗粒轨道模型计算弯管内气固两相流, 并采用流热固多场耦合来计算弯管结构在两相流下的热力响应, 最后研究了固粒直径对以上结果的影响。

1 物理模型和计算模型

1.1 物理模型

该弯管组件的物理模型如图 1 所示, 模型包括下封头和弯管两部分, 下封头用于上游部件和弯管的联结, 采用的材料依次是 30CrMnSiA 和 12Cr1MoV。

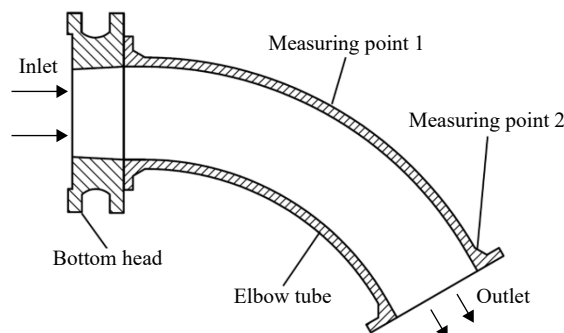


图 1 弯管组件模型

Fig. 1 Model of elbow tube component

上游燃气-蒸汽混合气体及凝聚相 Al_2O_3 粒子从入口进入, 随后从出口流出, 整个过程持续约 0.7 s, 测得入口处燃气峰值压强和峰值温度分别为 4.0 MPa 和 1 473 K, Al_2O_3 粒子质量分布中位粒径约为 8 μm 。采用的端羟基聚丁二烯(hydroxyl terminated polybutadiene, HTPB)推进剂含铝量在 6% 左右, 考虑铝完全燃烧生成 Al_2O_3 , 则固粒质量占装药质量的 12% 左右, 装药质量约为 145 kg,

流动时间取工作时间为 0.7 s, 则经计算取粒子质量流量为 25 kg/s。

图 1 中还标识了位于弯管外侧外壁上的两处温度测点, 用于测量工作开始后弯管外壁面上的温度变化。

1.2 计算策略

流热固耦合计算采用文献 [7] 的计算策略。同时, 在流场计算时采用拉格朗日方法计算粒子的运动及其对气相的影响。

2 数值计算方法

2.1 流热耦合传热计算

1) 颗粒相控制方程

颗粒动量方程为

$$m_p \frac{d\mathbf{v}_p}{dt} = \mathbf{F}_d \quad (1)$$

$$\mathbf{F}_d = \frac{1}{2} C_d \rho_f A_p |\mathbf{v}_f - \mathbf{v}_p| (\mathbf{v}_f - \mathbf{v}_p) \quad (2)$$

式中 $\mathbf{F}_d$ 为气体对颗粒的阻力, ρ_f 是气相密度, $\mathbf{v}_p$ 和 $\mathbf{v}_f$ 分别是粒子速度和气相速度, A_p 是有效粒子截面, C_d 是阻力系数, 其通过 Schiller-Naumann 公式^[16]计算

$$C_d = \begin{cases} 24 Re_p^{-1} (1 + 0.15 Re_p^{0.687}) & Re_p < 1000 \\ 0.44 & Re_p > 1000 \end{cases} \quad (3)$$

当粒子与壁面碰撞时, 需要壁面碰撞恢复模型计算碰撞后的粒子速度, 这里采用 Grant-Tabakoff 恢复模型^[17]

$$e_{per} = 0.993 - 1.76\theta + 1.56\theta^2 - 0.49\theta^3 \quad (4)$$

$$e_{par} = 0.998 - 1.55\theta + 2.11\theta^2 - 0.67\theta^3 \quad (5)$$

式中 e_{per} 和 e_{par} 依次是粒子相对壁面的法向和切向速度分量在碰撞后与碰撞前的比, θ 是碰撞角度。

颗粒温度方程为

$$m_p c \frac{dT_p}{dt} = Q_c \quad (6)$$

式中 $\zeta = \frac{p}{p_r}$ 、 $p_r = 1 \text{ MPa}$ 、 $\xi = \frac{T}{T_r}$ 、 $T_r = 1000 \text{ K}$ 。

水蒸气和燃气在混合气体中质量分数分别为 0.1 和 0.9, 考虑到水蒸气质量分数不高, 本文将混合气体视为理想混合气体, 即混合气体中组分分压服从道尔顿分压定律, 且混合气体动力黏度、导热系数、比定压热容等热力参数等于燃气、

式中 m_p 、 c 、 T_p 依次为颗粒的质量、比热容和温度, Q_c 为气体对颗粒的传热。

$$Q_c = \pi d_p \lambda Nu (T_f - T_p) \quad (7)$$

式中 d_p 为颗粒直径, λ 为气体导热系数。Nu 的计算采用 Ranz 和 Marshall^[18] 提出的经验公式

$$Nu = 2 + 0.6 Re^{0.5} \left(\mu_f \frac{c_{p,f}}{\lambda_f} \right)^{\frac{1}{3}} \quad (8)$$

根据 Rousta 等^[19] 的研究, 相对颗粒近壁时通过气相向壁面的传热, 颗粒与壁面的直接碰撞传热可以忽略。因此, 本文不考虑颗粒碰撞壁面时的传热。

2) 气相控制模型

本文将混合气体在弯管内的流动简化为黏性可压缩流动, 不考虑化学反应, 忽略黏性耗散项, 燃气流动的连续、动量、能量守恒方程为

$$\frac{\partial \rho_f}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho_f \mathbf{v}_f) = 0 \quad (9)$$

$$\frac{\partial (\rho_f \mathbf{v}_f)}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho_f \mathbf{v}_f \mathbf{v}_f) + \nabla p = \nabla \cdot \boldsymbol{\tau} \quad (10)$$

$$\frac{\partial (\rho_f h_{f,0})}{\partial t} - \frac{\partial p}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho_f \mathbf{v}_f h_{f,0}) = \nabla \cdot (\lambda \nabla T) \quad (11)$$

式中 p 为压强, $\boldsymbol{\tau}$ 为气体切应力张量, 满足牛顿黏性定律。气相的焓 $h_f = c_p (T - T_{ref}) + \frac{p}{\rho_f}$, 总焓 $h_{f,0} = h_f + \frac{1}{2} \mathbf{v}_f^2$, T 为温度, T_{ref} 等于室温。

还需要补充气体状态方程。一般将高温燃气视为理想气体, 但水蒸气则视为真实气体。水蒸气的气体状态方程有大量研究, 其中, 国际水和水蒸气性质学会 IAPWS (International Association for the Properties of Water and Steam) 在 1997 年提出了计算公式, 该公式简称为 IAPWS-IF97^[20]。利用 IAPWS-IF97 中 2 区和 5 区给出的基本方程, 计算并拟合得到 700~1200 K 范围内水蒸气的气体状态方程

$$p v = RT \left[1 + \zeta (0.1058 \xi^3 - 0.3448 \xi^2 + 0.383 \xi - 0.1544) \right] \quad (12)$$

水蒸气相应参数按各组分质量分数加权的平均值。

3) 固体传热方程

弯管结构固体传热的能量守恒方程为

$$\frac{\partial (\rho_s h_s)}{\partial t} = \nabla \cdot (\lambda_s \nabla T) \quad (13)$$

式中固体的焓 $h_s = c_s (T - T_{ref})$, c_s 为结构材料比热容。

4) 流固与固固界面方程

流固界面和不同材料固体界面处满足温度连续和热流连续条件, 即

$$T_{1,w} = T_{2,w}, \lambda_1 \left. \frac{\partial T_1}{\partial \mathbf{n}_1} \right|_w = \lambda_2 \left. \frac{\partial T_2}{\partial \mathbf{n}_2} \right|_w \quad (14)$$

式中 $\mathbf{n}$ 表示界面法向, 下标 1 和 2 表示不同介质, 可以为流体或不同材料固体, 下标 w 表示界面处参数。

5) 数值方法与材料参数

本文采用全隐式压力-速度耦合求解器计算, 对流体域和固体域进行整场离散和整场求解。控制方程对流项离散格式为 High Resolution 差分格式, 时间推进格式为全隐式 2 阶向后欧拉法。计算收敛的残差标准为小于 1×10^{-4} 。

仿真中湍流模型采用切应力输运模型 (shear stress transport, SST)。流热耦合计算采用瞬态分析, 总时间为 0.7 s, 时间步长为 0.000 1 s。

弯管燃气温度高, 变化幅度大, 导致燃气输运性质也有较大变化。根据该型 HTPB 装药热力计算得到不同温度下的燃气输运性质, 并通过多项式拟合燃气动力黏度、导热系数、比定压热容与温度的解析式依次为

$$\eta_g = -2.439 \times 10^{-12} T^2 + 3.112 \times 10^{-8} T \quad (15)$$

$$\lambda_g = -9.038 \times 10^{-9} T^2 + 1.154 \times 10^{-4} T \quad (16)$$

$$c_{p,g} = -4.571 \times 10^{-5} T^2 + 0.3137 \quad (17)$$

弯管水蒸气参数根据 IAPWS-IF97 计算并拟合水蒸气的动力黏度、导热系数、比定压热容与温度的解析式依次为

$$\eta_{st} = 3.928 \times 10^{-8} T + 1.778 \times 10^{-6} \quad (18)$$

$$\lambda_{st} = 1.331 \times 10^{-4} T - 0.0359 \quad (19)$$

$$c_{p,st} = 0.6927 T + 1599 \quad (20)$$

式(15)~式(20)中 T 、 η 、 λ 和 c_p 的单位分别为 K、Pa·s、W/(m·K) 和 J/(kg·K), 下标 g 表示燃气, st 表示蒸汽。

两种金属材料导热系数 λ_s 、比热容 c_s 及密度 ρ_s 如表 1 所示^[21-22]。

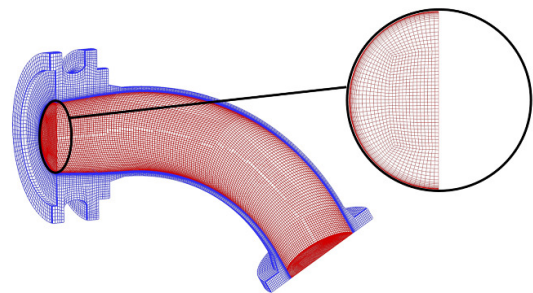
表 1 材料热物性参数

Table 1 Material thermo-physical parameters

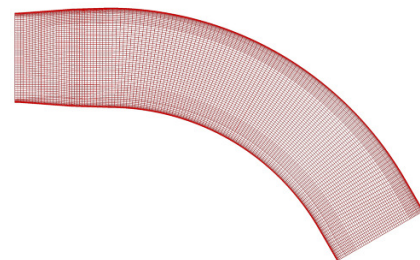
材料名称	λ_s /(W/(m·K))	c_s /(J/(kg·K))	ρ_s /(kg/m)
30CrMnSiA	27.63	473	7750
12Cr1MoV	42.7	611	7860

6) 网格划分及其无关性验证

将下封头和弯管流场与结构一体化划分网格, 流固交界面节点一一对应, 网格类型为结构化网格。网格划分最终结果如图 2 所示。图中红色网格为流场网格, 蓝色网格为金属壳体网格。流场网格径向为 5 mm, 轴向为 10 mm, 流场近壁面处加密网格, 弯管内侧边界层网格底层高度为 0.000 45 mm, 增长比为 1.2, 外侧边界层网格底层高度为 0.000 15 mm, 增长比为 1.2。流场边界层网格 y^+ 均在 1 附近, 达到 SST 湍流模型壁面处理采用低雷诺数模型的要求。流场网格雅克比行列式值在 0.65 以上, 网格质量满足计算要求。



(a) 对称面剖视图



(b) 对称面上的流场网格

图 2 弯管流场和结构网格模型

Fig. 2 Flow field and structural mesh model of elbow tube

对网格进行无关性验证时, 主要关心流固交界面附近的结构温度。瞬态传热问题中, 结构传热壁面上温度分布的非线性很强, 交界面固体区域的网格尺寸会影响到壁面结构温度计算结果。因此, 网格无关性检验时主要设定不同尺寸的交界面处固体网格进行计算, 瞬态计算 0.1 s, 得到的结果如表 2 所示。

由表 2 可知, 当结构内壁边界网格尺寸分别取为 0.5 mm 和 0.35 mm 时, 计算温度随尺寸变化已经小于 1%, 满足网格无关性检验, 则划分固体壁面网格尺寸为 0.5 mm 和 0.35 mm, 此时流固总网格数目为 998 261。

7) 初边值条件

瞬态耦合传热计算中, 下封头入口给定总温

表 2 内壁表面网格尺寸无关性

Table 2 Inner wall surface mesh size independence

结构边界网格尺寸/mm	温度/K
上封头	0.5
	1
	0.25
弯管	0.35
	0.7
	0.175
	0.175

为 1 473 K, 总压为 4 MPa, 弯管出口给定燃气压力为一个大气压。整个动力弯管结构外壁面均设为绝热壁面条件, 组件间热阻设为 0 K/W。

瞬态耦合传热计算的流场初始条件为不考虑流固间传热的稳态流场。其中, 稳态流场计算的入口条件和出口条件同瞬态计算, 而流固壁面条件则设为绝热。固体区初始温度则设为全场 293 K。

2.2 结构热弹塑性分析

1) 热弹塑性分析方程

结构受到热力共同作用, 考虑到结构会发生塑性变形, 因此采用热弹塑性分析模型。关于弹性应变的广义胡克定律为

$$\varepsilon_{el,ij} = \frac{\sigma_{ij}}{2G} - \frac{3\nu}{E}\sigma\delta_{ij} \quad (21)$$

式中 $\varepsilon_{el,ij}$ 表示弹性应变张量分量, σ_{ij} 表示应力张量分量, ν 为泊松比, E 为弹性模量, G 为切变模量, σ 为平均正应力, δ_{ij} 是克罗克内尔符号。

屈服准则为 Mises 准则, 等向强化下的塑性应变增量的 Prandtl-Reuss 方程^[23] 为

$$d\varepsilon_{pl,ij} = \frac{3}{2} \cdot \frac{Hd\bar{\sigma}}{\bar{\sigma}} s_{ij} \quad (22)$$

式中 $\bar{\sigma}$ 为 von Mises 等效应力, s_{ij} 为偏应力张量分量, H 为强化模量。当采用线性强化模型时

$$\frac{1}{H} = \frac{E_t E}{E - E_t} \quad (23)$$

式中 E_t 为塑性变形时的切线斜率, 可通过材料简单拉伸的应力-应变曲线计算获得, 具体方法是将工程应力-应变数据转换为真实应力-应变数据后使用如式(24)计算

$$E_t = \frac{\sigma_{t,b} - \sigma_{t,s}}{\varepsilon_{t,b} - \varepsilon_{t,s}} \quad (24)$$

其中 $\sigma_{t,b}$ 为真实抗拉应力, $\sigma_{t,s}$ 为真实屈服应力, $\varepsilon_{t,b}$ 为真实抗拉应变, $\varepsilon_{t,s}$ 为真实屈服应变。

热应变增量 $d\varepsilon_{th,ij}$ 采用线膨胀模型计算

$$d\varepsilon_{th,ij} = \alpha\delta_{ij}dT \quad (25)$$

式中 α 为线膨胀系数(单位为 K^{-1})。

弹性应变、塑性应变及热应变之和构成总应变

$$\varepsilon_{ij} = \varepsilon_{el,ij} + \varepsilon_{pl,ij} + \varepsilon_{th,ij} \quad (26)$$

2) 材料性能参数

查阅文献 [21-22] 可得到材料 12Cr1MoV、30CrMnSiA 在不同温度 T 下的线膨胀系数、泊松比、弹性模量和屈服强度参数如表 3 所示。参考文献 [24-25], 可以得到 12Cr1MoV 和 30CrMnSiA 常温拉伸曲线应力-应变曲线, 计算后得到两种材料的切线模量 E_t 也在表 3 中示出。

表 3 12Cr1MoV、30CrMnSiA 材料机械性能

Table 3 Material mechanic properties of 12Cr1MoV, 30CrMnSiA

材料名称	$\alpha/10^{-6} K^{-1}$	μ	T/K	E/GPa	$\sigma_{0.2}/MPa$	E_t/GPa
12Cr1MoV	14.38	0.3	293	214	351	2.075
			373	211		
			573	195	327	
			673		278	
			753		334	
			773	179		
			853			5.447
30CrMnSiA	13.9	0.3	293	196	945	1.363
			473	177		
			523		840	
			573	167	820	
			673	162	785	
			773			3.201

3) 网格与单元设置

结构弹塑性有限元分析网格采用上述流热耦合传热计算中的固体网格。单元选择具有 20 节点的高阶三维实体单元 Solid 186, 单元支持塑性和热载荷, 满足计算要求。

4) 接触与载荷设置

下封头和弯管之间为法兰连接, 为了模拟螺纹连接, 采用梁单元连接壳体法兰。弯管与外部下游组件也为法兰连接, 考虑到下游部件不产生大变形, 将下游组件设置为固定面。

结构受到的载荷分别为整体温度载荷、内壁气体压力载荷, 由流热耦合计算结果传递。

3 结果与讨论

3.1 气固两相流动

图 3 显示了 0.7 s 时刻的弯管对称面上气固两相流流动马赫数和温度的分布。如图 3(a) 所

示, 超声速气固两相流进入弯曲管道, 在弯管外侧收缩, 而在弯管内侧扩张膨胀, 其压缩波系 A 和膨胀波系 B 在图中分别用黑色粗虚线和蓝色细虚线示意。在弯管内侧, 由于转弯角度较大, 在位置 C 处产生了流动分离。如图 3(b) 所示, 气固两相流的温度则大体上随流动的加速、减速而依次降温、升温, 并且在弯管外侧由于压缩波而形成了两处相对高温区。

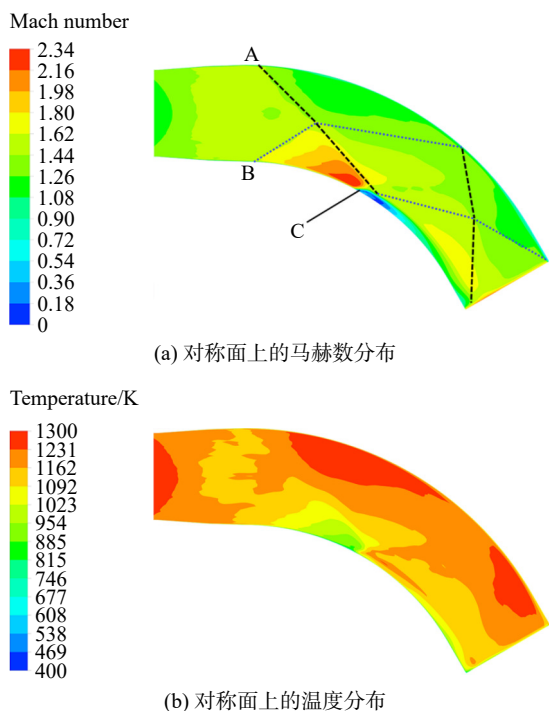


图 3 气固两相流的马赫数和温度分布

Fig. 3 Mach number and temperature distribution of gas-solid two-phase flow

图 4 显示了相同边界条件下 0.7 s 时刻的纯气相流动, 对比图 3, 可以发现固体粒子的存在对流动形态影响很小, 在数值上, 由于粒子对气流的阻力及粒子较高的温度, 相对纯气相流动, 气固两相流的最高马赫数也略微降低, 而整场流动温度有所提高但也较小。这也符合文献中的结论, 当颗粒体积分数不大时, 气相与固粒双向耦合与

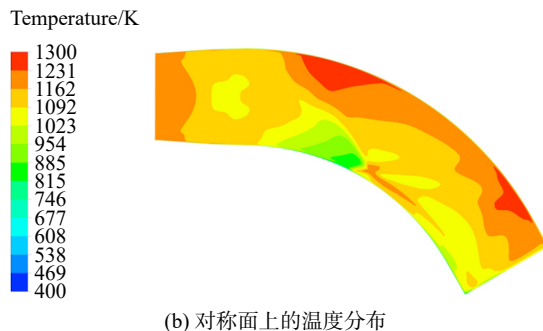
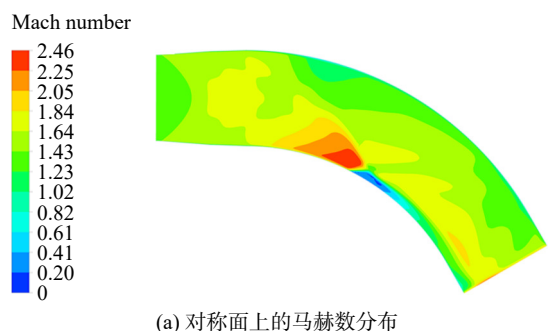


图 4 单相流的马赫数和温度分布

Fig. 4 Mach number and temperature distribution of single phase flow

仅考虑气相对固粒单向作用的计算结果相差不大。

图 5 显示了流动中的固粒分布及其平均体积分数, 发现在弯管内侧则形成了粒子真空区, 而在弯管外侧, 在接近弯管出口处有一道细长区域粒子的平均体积分数相对其他区域很高, 说明粒子运动中在此位置有明显的聚集。

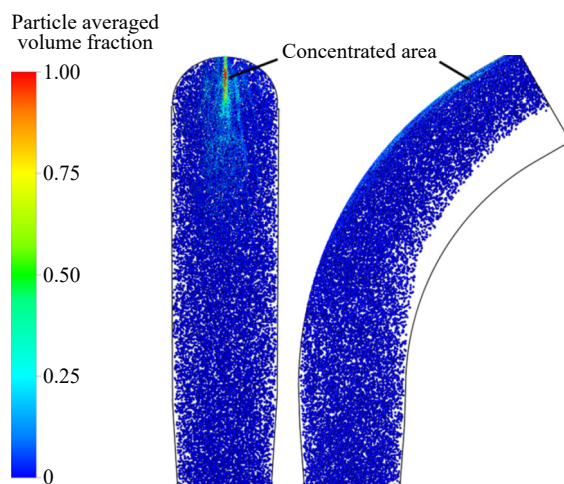


图 5 气固两相流中的固粒分布

Fig. 5 Solid particle distribution in gas-solid two-phase flow

3.2 弯管结构的温度响应分析

图 6 分别显示了 0.7 s 时刻下气固两相流下和纯气相流动下结构内壁面外侧的温度分布。对比可以发现, 两种情况下, 温度分布的形态和数值均有较大差异。纯气相流动中, 弯管部分外侧相对高温区域有两处, 位置与流动的两处高温区域对应。而在气固两相流动中, 相对高温区域却遍及整个外侧, 而最高温区域却靠近弯管出口, 形状非常狭窄细长, 最高温度达到 1 042 K, 比纯气相下弯管部分最高温度高了 200 K 以上。

对比图 5 固粒分布, 发现粒子聚集位置和弯管内壁高温位置一致, 可以判断上述现象出现的

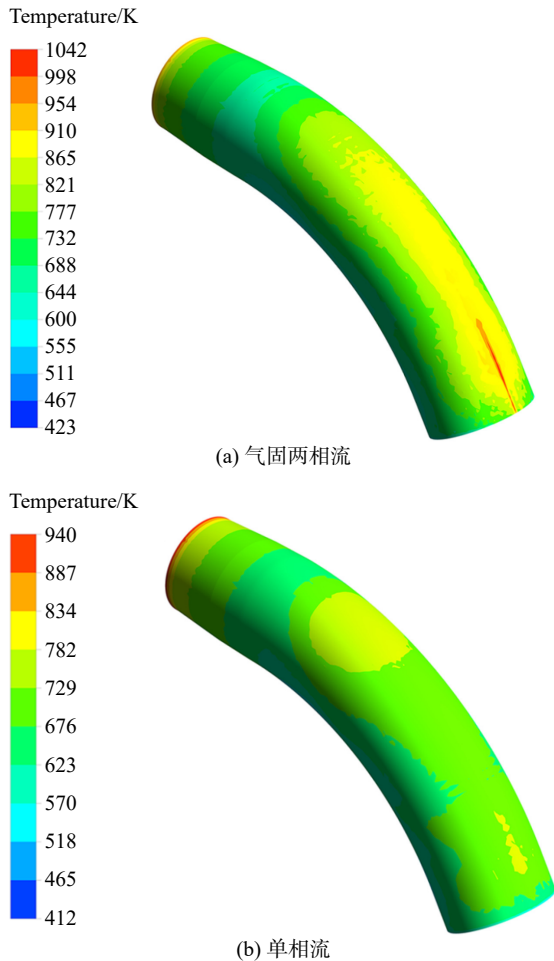


图 6 两种流动下内壁温度分布对比
Fig. 6 Comparison of temperature distribution at inner wall under two flows

原因是粒子在弯管外侧聚集, 由于粒子相对气相温度更高, 而带来更高的热量传递。

试验测量了弹射器开始工作后图 1 所示的两处测点的温度变化, 为了与之对比, 在 0.7 s 时刻弯管温度场的计算结果基础上, 计算了两种情况下工作结束后弯管的结构导热, 得到了弯管外壁测点位置温度随时间 t 的变化曲线。计算结果与试验数据对比如图 7 所示。

计算结果和实验数据在数值上存在很大的偏差, 这是由于计算模型考虑的是最恶劣的情况, 整个工况下流动的温度维持在峰值, 而实际工作中流动的温度还存在初期上升阶段和末期下降阶段, 并且由于初期燃气和水的作用, 上升阶段时间占比也很大, 由此导致了计算的较大偏差。但对比 3 种情况下测点 1 与测点 2 处温度的相对大小, 可以发现气固两相流计算结果和试验数据中, 测点 2 温度均大于测点 1 温度, 而纯气相流动计算结果两处测点温度却基本一致。这说明 $8 \mu\text{m}$

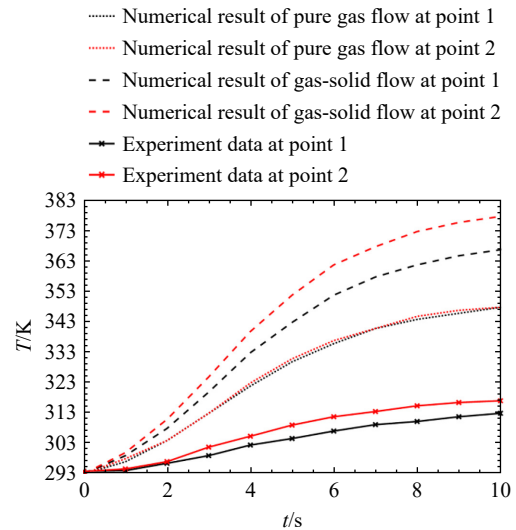


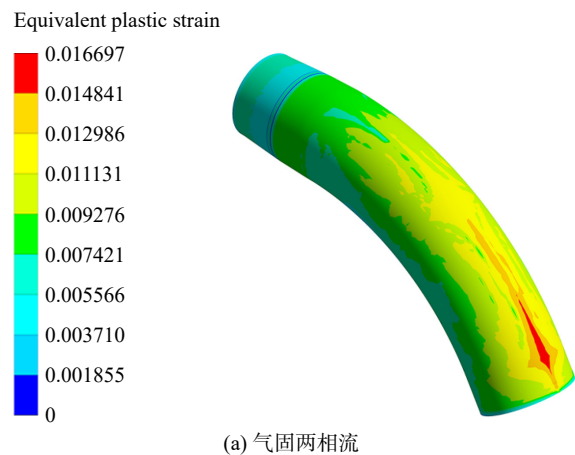
图 7 弯管外壁面两测点处温度测量值与计算值
Fig. 7 Measured and calculated temperatures at two measuring points on the outer wall of the elbow tube

固粒的影响会导致弯管靠近出口的位置上内壁温度更高。

3.3 弯管结构的力学响应分析

图 8 分别显示了气固两相流下和纯气相流动下 0.7 s 时刻的结构外侧内壁面的结构等效塑性应变分布。可以发现, 它们与图 6 温度分布有很高的一致性。

图 9 显示了气固两相流和纯气相两种情况下, 沿对称面与弯管外侧内壁交线上的温度 T 和等效塑性应变 ε_p 分布曲线, s 表示沿交线位置与入口的距离。可以发现除下封头入口及下封头与弯管接触位置外, 等效塑性应变分布趋势和温度分布趋势基本一致。这说明塑性变形主要是温度上升带来的, 结构的危险点就位于温度最高位置。相对纯气相流, 气固两相流导致弯管最高温度上升约 280 K, 导致等效塑性应变最大值从 0.010 412 上升到 0.016 697, 增大了 60%, 对应位置的 von Mises



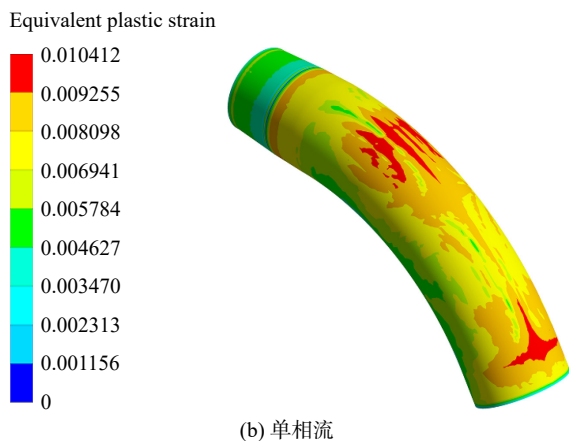


图 8 两种流动下内壁上的等效塑性应变对比

Fig. 8 Comparison of equivalent plastic strain distribution at inner wall under two flows

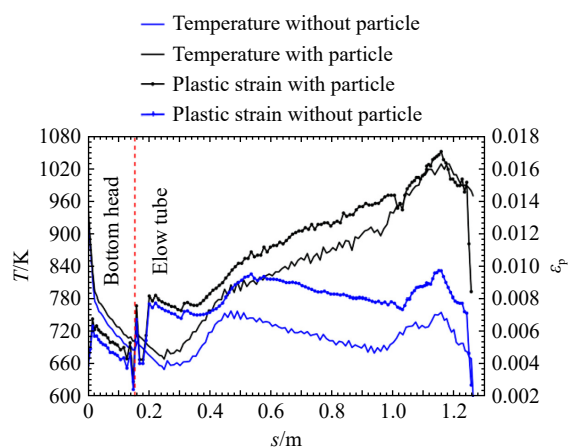


图 9 两种流动下沿外侧的壁温和等效塑性应变曲线

Fig. 9 Wall temperature and equivalent plastic strain distribution along the outer side under two flows

应力也从 278 MPa 上升到 301 MPa, 均低于 873 K 下的极限强度 351 MPa^[22]。

图 10 显示了等效塑性应变最大位置沿壁厚

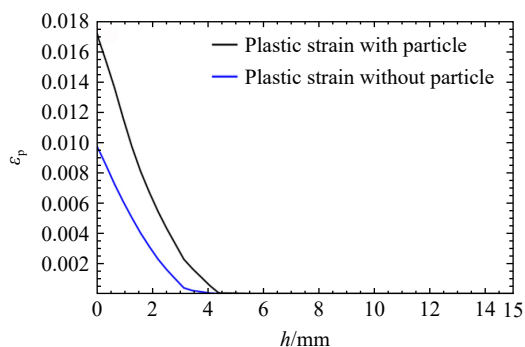


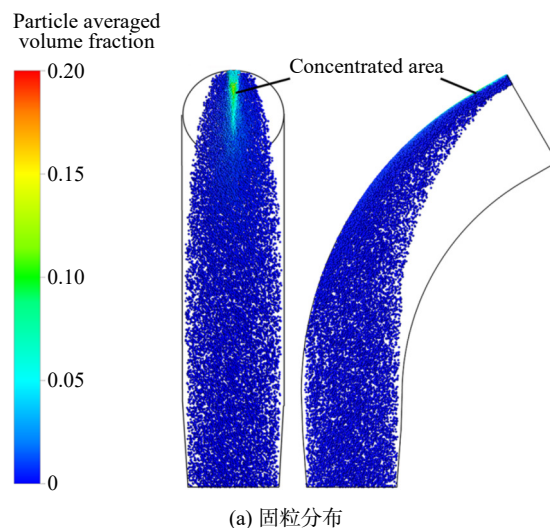
图 10 两种流动下最大塑性应变处沿壁厚方向的等效塑性应变分布

Fig. 10 Equivalent plastic strain distribution along the wall thickness at the location of maximum plastic strain under two flows

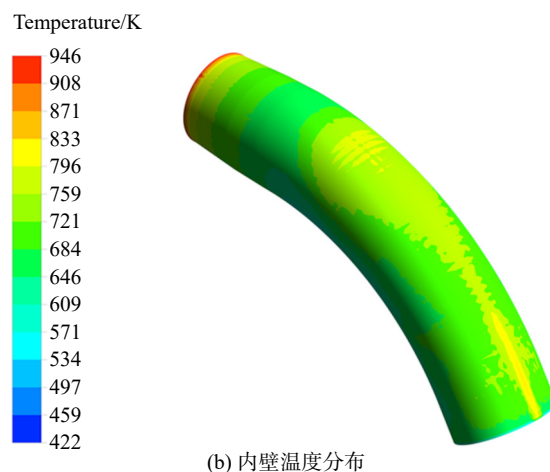
方向的分布。可以发现, 两相流和纯气相流下, 等效塑性应变深度 h 依次在 4.5 mm 和 3 mm 左右, 相对 15 mm 的壁厚未超过 30%, 但相比纯气相流动, 两相流等效应变深度增长了 50%。

3.4 固粒粒径对结构的影响

为了研究固粒粒径的影响, 进一步开展粒径为 5、30 μm 和 100 μm 的气固两相流计算, 其他入口条件和质量流量与 8 μm 粒径情况相同。图 11 显示了 3 种粒径下的气固两相流中固体颗粒的分布和结构内壁面温度分布。将图 11(a) 和图 5 进行对比, 由于颗粒粒径增大, 气相作用力对颗粒运动的影响减小, 颗粒随气相在弯管中转弯更加困难, 从而导致在弯管内侧, 无颗粒区随着粒径增大而增大; 而在弯管外侧, 颗粒越大, 颗粒聚集位置也随颗粒增大而越远离弯管出口, 并且随着粒径增大, 固粒还表现出向弯管对称面汇聚的趋



(a) 固粒分布



(b) 内壁温度分布

图 11 30 μm 粒径下固粒分布和壁温分布Fig. 11 Solid particle distribution and wall temperature distribution for 30 μm particle size

势,这是由于固粒在管壁上反弹导致的。另一方面,图 11(a)中聚集区域相对图 5 有所增加,但聚集区域的平均体积分数却大大减小了,这是由于粒径增大,运动轨迹受气相影响更小,导致固粒运动随机性更强,从聚集区域增加而体积分数减小。同时,固粒聚集时体积分数的减小,会影响聚集处弯管内壁面温度,因此如图 11(b)所示,30 μm 粒径时内壁面聚集处温度明显低于 8 μm 时的相应温度。

图 12 显示了 100 μm 粒径下的气固两相流中固体颗粒的分布和结构内壁面温度分布。可以发现,当颗粒不断增大,固粒汇聚位置远离出口达到一定距离,汇聚后的固粒在壁面上反弹反而会远离对称面,从而形成图 12(a)中固粒轨迹的分岔。同时,如图 12(b)所示,聚集处温度进一步减小,甚至相比周围区域温度无明显上升,这是由于粒子聚集处体积分数已经下降到很低的程度了。

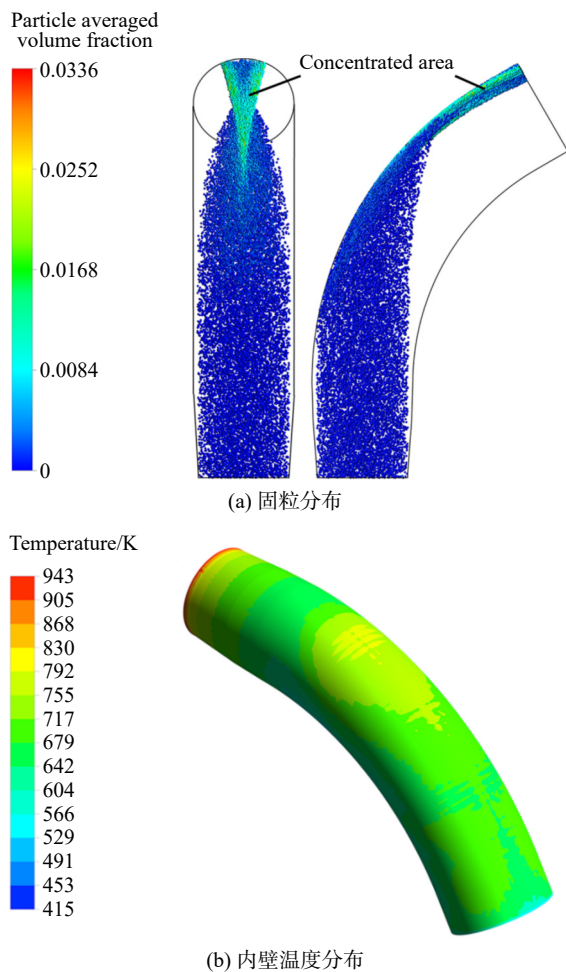


图 12 100 μm 粒径下固粒分布和壁温分布

Fig. 12 Solid particle distribution and wall temperature distribution for 100 μm particle size

图 13 显示了 5 μm 粒径下的气固两相流中固体颗粒的分布和结构内壁面温度分布。对比图 13(a)和图 5 可以发现,当粒径相对 8 μm 减小时,弯管内侧无颗粒区则进一步减小,弯管外侧仍有聚集,聚集区域略有扩大,而平均体积分数反而减小。同时,如图 13(b)所示,聚集处温度相比图 5 也有所减小。这是由于当粒径小到一定程度时,固粒随流体运动趋势加强,会相对均匀地散布在流场中,从而导致聚集区域平均体积分数减小。

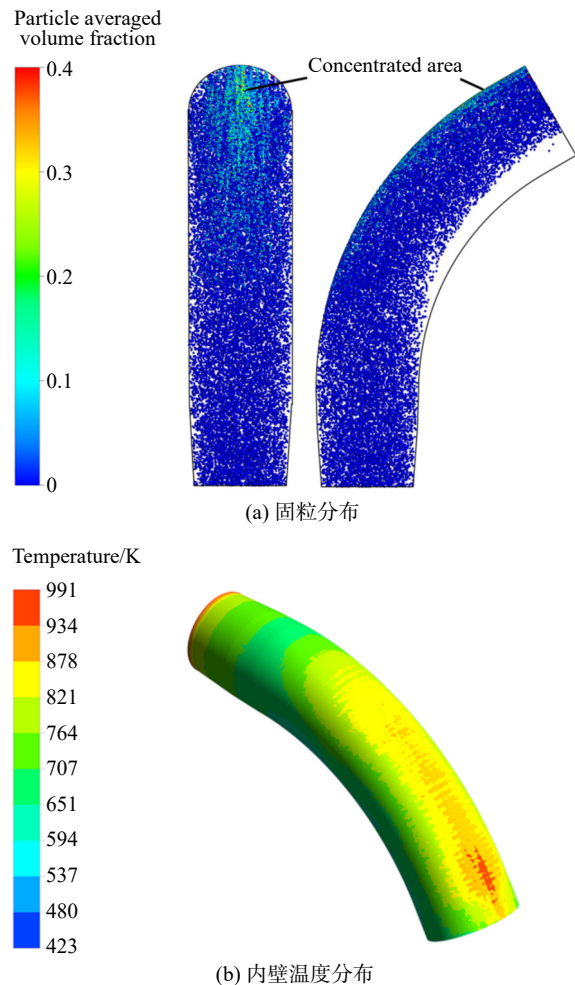


图 13 5 μm 粒径下固粒分布和壁温分布

Fig. 13 Solid particle distribution and wall temperature distribution for 5 μm particle size

图 14 显示了不同颗粒直径 d_p 下,沿对称面与弯管外侧内壁交线上的温度 T 和等效塑性应变 ϵ_p 分布曲线。随着粒径增加,下封头和弯管前半段的温度和等效塑性应变变化不大,而弯管后半段却不断减小,尤其是靠近出口端的粒子聚集区域,并且 100 μm 粒径情况下,聚集区域温度和等效塑性应变已经低于弯管前半段的最高温度和最大等

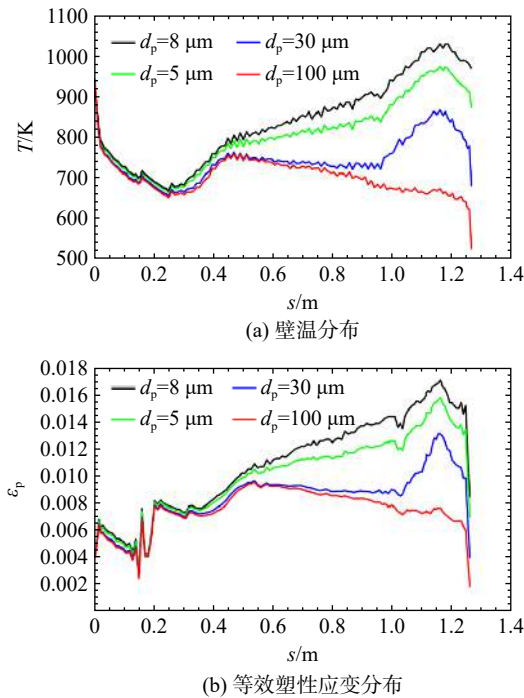


图 14 不同粒径下沿外侧的壁温和等效塑性应变分布
Fig. 14 Wall temperature and equivalent plastic strain distributions along the outer side for different particles sizes

效塑性应变了, 相当于降低了弯管载荷。

3.5 结构低周疲劳寿命

尽管由于 von Mises 等效应力低于极限强度, 局部塑性应变在单次使用时不会造成结构裂纹和

破坏, 但这些局部塑性应变会降低结构重复使用的寿命。为了评估其对寿命的影响, 利用适用于低周疲劳的 Masson-Coffin 公式和 Neuber 方法^[26]简要计算了最大塑性应变位置的局部疲劳寿命。12Cr1MoV 钢高温下的疲劳寿命参数和循环应力-应变曲线参数如表 4^[27]所列, 参数依次为疲劳强度系数 σ'_f 、疲劳强度指数 b 、疲劳延性系数 ϵ'_f 、疲劳延性指数 c 、循环强度系数 K' 和循环应变硬化指数 n' 。疲劳寿命计算结果如图 15 所示, 其中 σ 为应力, $\Delta\epsilon$ 为应变范围, N_f 为循环寿命。由于弯管实际工作过程中存在海水倒灌过程, 使弯管内壁由受热时膨胀受压转为冷却收缩受拉。海水流速远低于燃气流速, 导致海水换热速率低于燃气换热速率, 从而冷却收缩受拉的等效塑性应变低于膨胀受压的等效塑性应变。为了得到保守的寿命结果, 计算时考虑的循环比是-1。

表 4 应变-寿命曲线参数

Table 4 Strain-life parameters curve

参数	数值
K'/MPa	558
n'	0.086
σ'_f/MPa	654
b	-0.086
ϵ'_f	3.49
c	-0.92

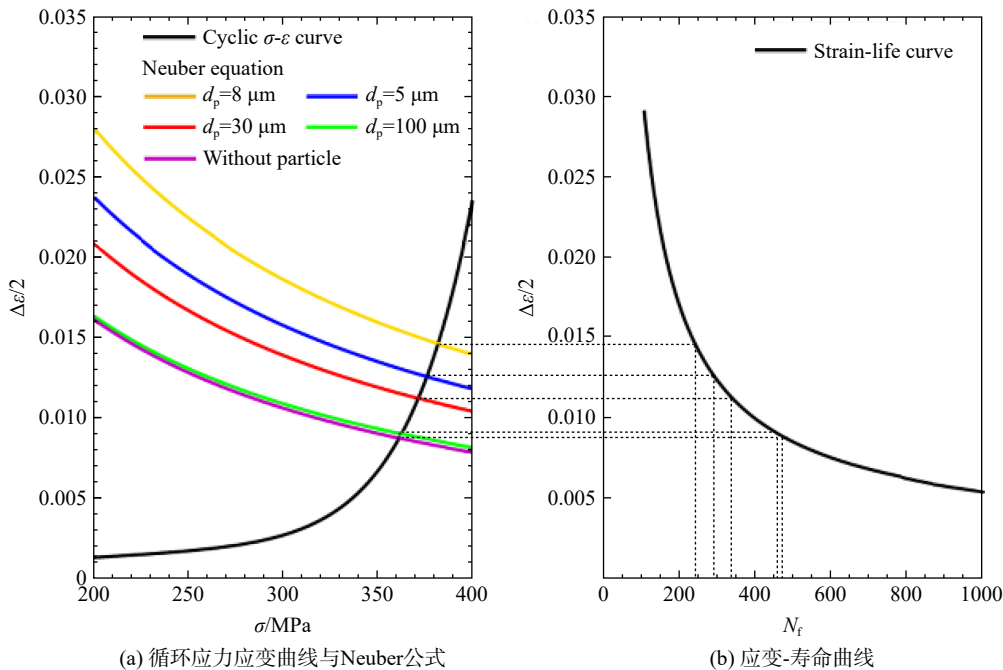


图 15 单相流及不同粒径气固两相流下局部疲劳寿命计算

Fig. 15 Calculation of local fatigue life for single phase flow and gas-solid two phase flows in different particle sizes

计算得到 8、5、30 μm 及 100 μm 颗粒气固两相流和纯气相流下弯管局部疲劳寿命依次为 244、287、328、446、460 次循环。对比纯气相流和气固两相流,发现气固两相流下弯管局部疲劳寿命均有下降,8 μm 颗粒下降最多,达到了 47% 左右。这说明固体颗粒的存在会减少弯管使用寿命。

对比不同粒径下气固两相流的弯管局部疲劳寿命,相对 8 μm 颗粒,5、30 μm 和 100 μm 颗粒下的气固两相流下,最小局部疲劳寿命依次增加了 18%、40% 和 91%。结合文中第 3.4 节中的分析,可以认为,当粒径从小增大时,颗粒在弯管外侧内壁聚集的平均体积分数先增大后减小,从而导致弯管最小局部疲劳寿命先减小后增大。

4 结 论

本文采用颗粒轨道模型和流热固多场耦合方法,研究了弹射动力系统中动力弯管中的气固两相流动,以及结构在气固两相流下的热力响应,得到了如下结论:

1) 气固两相流中,100 μm 直径以下的固体颗粒会在弯管外侧靠近出口端的内壁面附近聚集,导致聚集处内壁面温度提高,并成为弯管内壁上温度最高的区域,8 μm 颗粒下提升最高,达到 280 K。相对纯气相流计算,气固两相流的计算更符合试验测量结果。

2) 弯管外侧内壁面发生塑性变形,主要是由温度载荷导致的,温度最高区域也是塑性应变最大的区域。由于固粒聚集导致的温度提高,气固两相流下弯管内壁塑性应变相对纯气相下塑性应变增长了 60% 以上。

3) 当固粒粒径从小增大时,颗粒在弯管外侧内壁聚集的平均体积分数先增大后减小,并导致聚集位置内壁面温度、塑性应变先增大后减小。当粒径在 8 μm 附近时,达到极值,此时的内壁面温度、等效塑性应变依次为 1 042 K、0.016 697。

4) 计算了纯气相流及各粒径气固两相流下结构塑性应变的低周疲劳寿命。壁温越高、等效塑性应变越大,疲劳寿命越小,最低的 8 μm 颗粒下结构疲劳寿命计算结果为 244 次循环,相对纯气相流降低了 47%。

参考文献:

- [1] 芮守祯,邢玉明.几种导弹弹射动力系统内弹道性能比较[J].北京航空航天大学学报,2009,35(6):766-770.

RUI Shouzhen, XING Yuming. Comparative studies of interior bal-

- istic performance among several missiles eject power systems[J]. *Journal of Beijing University of Aeronautics and Astronautics*, 2009, 35(6): 766-770. (in Chinese)
- [2] 李威海,王俊杰.潜地导弹发射动力系统[M].哈尔滨:哈尔滨工程大学出版社,2000:114.
- [3] LEMOINE L. Solid rocket nozzle thermo-structural behavior[R]. AIAA 75-1339, 1975.
- [4] 孙菊芳,孙冰,相升海.固体火箭发动机复合结构喷管温度场与应力场理论计算[J].推进技术,1994,15(1):23-31,22. SUN Jufang, SUN Bin, XIANG Shenghai. Theoretical calculation of complex nozzle's temperature profile and stress profile in solid rocket motor[J]. *Journal of Propulsion Technology*, 1994, 15(1): 23-31,22. (in Chinese)
- [5] AMAKAWA H, NEGISHI H M N, NISHIMOTO M, et al. Numerical investigation of longer life combustion chambers of liquid rocket engines based on coupled thermal-fluid-structure simulation [R]. Grapevine, US: the 58th AIAA/ASCE/AHS/ASC Structures, Structural Dynamics, and Materials Conference, 2017.
- [6] 张俊红,戴胡伟,鲁鑫,等.流固耦合作用下航空发动机燃烧室热疲劳研究[J].西安交通大学学报,2018,52(5):149-156. ZHANG Junhong, DAI Huwei, LU Xin, et al. Research on the thermal fatigue of aero-engine combustor under fluid-structure interaction[J]. *Journal of Xi'an Jiaotong University*, 2018, 52(5): 149-156. (in Chinese)
- [7] 陈奇飞,陈树伟,刘士杰,等.弹射动力系统燃气发生器流热固耦合数值研究[J].推进技术,2022,43(6):208-217. CHEN Qifei, CHEN Shuwei, LIU Shijie, et al. Fluid-heat-solid coupling numerical study on a gas generator of an ejection power system[J]. *Journal of Propulsion Technology*, 2022, 43(6): 208-217. (in Chinese)
- [8] 陈亚飞.基于流固耦合的发动机排气歧管热-机械疲劳分析[D].武汉:华中科技大学,2016. CHEN Yafei. Analysis of thermal-mechanical fatigue for engine exhaust manifold base on fluid-solid coupling[D]. Wuhan: Huazhong University of Science and Technology, 2016. (in Chinese)
- [9] BOTH A M, HINDLEY M P. One-way fluid structure interaction modelling methodology for boiler tube fatigue failure[J]. *Engineering Failure Analysis*, 2015, 48: 1-10.
- [10] DUARTE C A R, DE S F J, DAS S V F. Numerical investigation of mass loading effects on elbow erosion[J]. *Powder Technology*, 2015, 283: 593-606.
- [11] KARIMI S, SHIRAZI S A, MCLAURY B S. Predicting fine particle erosion utilizing computational fluid dynamics[J]. *Wear*, 2017, 376: 1130-1137.
- [12] MOSHFEGH A, SHAMS M, EBRAHIMI R, et al. Two-way coupled simulation of a flow laden with metallic particulates in over expanded TIC nozzle[J]. *International Journal of Heat and Fluid Flow*, 2009, 30(6): 1142-1156.
- [13] LI Xing, ZHANG Haibin, BAI Bofeng. Particle-free zone of the two-phase flow in a convergent-divergent nozzle[J]. *Powder Technology*, 2021, 394: 1169-1177.
- [14] 黄喻路,梁国柱.固体火箭发动机喷管两相流场与结构温度场一体化数值模拟与软件实现[J].计算机辅助工程,2009,18(2):25-28. HUANG Yulu, LIANG Guozhu. Integrated numerical simulation and software implementation on two-phase flow field and structure temperature field of solid rocket motor nozzle[J]. *Computer Aided Engineering*, 2009, 18(2): 25-28. (in Chinese)

- [15] ZHU Hongjun, ZHAO Hongnan, PAN Qian, et al. Coupling analysis of fluid-structure interaction and flow erosion of gas-solid flow in elbow pipe[J]. *Advances in Mechanical Engineering*, 2014, 6: 815945.1-815945.10.
- [16] Goossens W R A. Review of the empirical correlations for the drag coefficient of rigid spheres[J]. *Powder Technology*, 2019, 352: 350-359.
- [17] GRANT G, TABAKOFF W. Erosion prediction in turbomachinery resulting from environmental solid particles[J]. *Journal of Aircraft*, 1975, 12(5): 471-478.
- [18] RANZ W E, MARSHALL W R. Evaporation from droplets: Part I and II [J]. *Chemical Engineering Progress*, 1952, 48(4): 141-173.
- [19] ROUSTA F, LESSANI B. Near-wall heat transfer of solid particles in particle-laden turbulent flows[J]. *International Communications in Heat and Mass Transfer*, 2020, 112: 104475.1-104475.7.
- [20] WAGNER W, COOPER J R, DITTMANN A, et al. The IAPWS industrial formulation 1997 for the thermodynamic properties of water and steam[J]. *Journal of Engineering for Gas Turbines and Power*, 2000, 122(1): 150-184.
- [21] 《中国航空材料手册》编委会. 中国航空材料手册: 第1卷 结构钢、不锈钢[M]. 北京: 中国标准出版社, 2001: 208-214.
- [22] 《机械工程材料性能数据手册》编委会. 机械工程材料性能数据手册[M]. 北京: 机械工业出版社, 1995: 156-162.
- [23] 王仁, 黄文彬. 塑性力学引论[M]. 北京: 北京大学出版社, 1982: 94-96.
- [24] 杨滨, 孙文起, 蒋文春, 等. 12Cr1MoV钢管在长时服役后组织及拉伸性能的退化[J]. *机械工程材料*, 2019, 43(7): 24-27.
- YANG Bin, SUN Wenqi, JIANG Wenchun, et al. Deterioration of microstructure and tensile properties of 12Cr1MoV steel pipe after long-term service[J]. *Materials for Mechanical Engineering*, 2019, 43(7): 24-27. (in Chinese)
- [25] 王东宁, 邢玉荣, 王淑花. 热处理工艺对30CrMnSi钢拉伸性能的影响[J]. *热加工工艺*, 2008, 37(6): 64-65, 68.
- WANG Dongning, XING Yurong, WANG Shuhua. Influence of heat treatment technology on tensile property of 30CrMnSi steel[J]. *2008, 37(6): 64-65, 68. (in Chinese)*
- [26] 赵少汴. 抗疲劳设计[M]. 北京: 机械工业出版社, 1994: 128-149.
- [27] 郭大展, 宋小龙, 周敬恩, 等. 12Cr1MoV焊接大口径锅炉钢管高温应变疲劳特性[J]. *锅炉技术*, 1995, 26(10): 8-13, 16.
- Guo Dazhan, SONG Xiaolong, ZHOU Jingen, et al. High temperature strain fatigue characteristics of welded large diameter boiler steel tubes made of 12Cr1MoV[J]. *Boiler Technology*, 1995, 26(10): 8-13, 16. (in Chinese)

(编辑: 王碧琚)