

文章编号: 0258-7025(2009)05-1296-06

会聚型喷嘴内部形状参数对射流流场的影响

邱明勇 胡 俊 姚振强

(上海交通大学机械与动力工程学院机械系统与振动国家重点实验室, 上海 200240)

摘要 会聚型喷嘴是目前激光切割应用最为广泛的亚音速喷嘴, 所产生的流场结构对激光切割质量和效率影响显著。建立了会聚型喷嘴的湍流模型, 根据可压缩流体轴对称 N-S 方程, 采用结构网格和二阶精度的有限体积法, 对不同内部形状参数的会聚型喷嘴自由射流进行了数值模拟。揭示锥型喷嘴收缩段收缩角、收敛型喷嘴收敛段抛物线曲率半径对射流的流场结构参数的影响规律, 为激光切割喷嘴的优化选择和设计提供有效依据。

关键词 激光技术; 激光切割; 会聚型喷嘴; 流场结构; 流体动力学

中图分类号 TG485 文献标识码 A doi: 10.3788/CJL20093605.1296

Effect about Assemble Nozzle's Internal Figure Parameters to Jet Field

Qiu Mingyong Hu Jun Yao Zhenqiang

(State Key Laboratory of Mechanical System and Vibration, School of Mechanical Engineering, Shanghai Jiaotong University, Shanghai 200240, China)

Abstract Assemble nozzles are most widely used in the laser cutting presently, and their resulted jet structure influences laser cutting quality and efficiency remarkably. Based on the axial symmetric N-S equation of compressible liquid, we establish the onflow model to simulate convergent nozzles' free jet with different internal parameters by using structural grid and finite volume of quadratic precision. The law of the influence of contractive angle of taper nozzles and curvature radius of convergence nozzles' convergent section on jet structure parameters is revealed, and it can provide a basis for optimization selection and design about laser cutting nozzles.

Key words laser technique; laser cutting; assemble nozzle; jet structure; hydrokinetics

1 引 言

激光切割具有切割范围广、切割速度快、切缝窄、切割质量好、热影响区小、加工柔性大等优点^[1]。激光切割质量主要受激光束、材料属性以及辅助气体的影响, 其中辅助气体在激光切割或激光穿孔中都起着至关重要的作用^[2,3]。喷嘴作为激光束和辅助气体的排出通道, 其内部形状及其产生的流场特征是影响激光切割质量和效率的关键因素之一。因此, 对常用喷嘴气体流场结构进行模拟和分析对指导实际生产具有十分重要的意义。

目前应用最为广泛的亚音速喷嘴是会聚型, 主要有平行型、收敛型和锥型等类型。亚音速喷嘴总

体结构呈收敛形状, 无发散段。A. H. Khan 等^[4,5]对激光加工中轴对称撞击射流的动力学不稳定性进行了分析, 详细描述了激光打孔过程中气体动力学特性在从不通孔到通孔的过程中的复杂变化, 并且对激光微细加工中的气体射流动力学特性进行了实验与仿真分析。K. Chen 等^[6,7]通过试验和仿真分析了激光加工中轴对称撞击射流, 展示了入射斜波与正激波直接作用和非直接作用两种射流结构, 并分析了喷嘴和工件之间的距离大小对切口中动力学特性的影响。何枫等^[8]对内锥半夹角为 30° 和 60° 的锥型喷嘴气体流场进行数值模拟, 但是选用的夹角变化跨度较大。

收稿日期: 2008-04-03; 收到修改稿日期: 2008-09-12

基金项目: 上海市科学技术发展基金光科技重大专项(05DZ22003)和上海市科学技术发展基金登山计划(06DZ11418)资助课题

作者简介: 邱明勇(1983-), 男, 硕士研究生, 主要从事激光切割工艺研究。E-mail: qiumingyong305@sjtu.edu.cn

导师简介: 胡俊(1975-), 男, 副教授, 博士, 主要从事激光加工工艺与装备方面的研究。E-mail: hujun@sjtu.edu.cn

本文选取收敛型和锥型喷嘴作为研究对象,采用二次曲线拟合喷嘴收敛段,根据可压缩的二维轴对称的 N-S 方程,利用有限体积法对收缩喷嘴的自由射流进行数值模拟。通过对不同形状参数的喷嘴射流的数值模拟,根据射流速度和压力分布计算结果的比较,揭示喷嘴形状参数对射流流场的气体动力学特性参数的影响规律。

2 控制方程与湍流模型

采用基于雷诺平均的 N-S 方程,湍流模型为 RNG $k-\epsilon$ 模型进行数值模拟。

2.1 雷诺平均的 N-S 方程

$$\text{连续方程} \quad \frac{\partial \rho}{\partial \tau} + \frac{\partial}{\partial x_i}(\rho u_i) = 0, \quad (1)$$

动量方程

$$\begin{aligned} \frac{\partial}{\partial \tau}(\rho u_i) + \frac{\partial}{\partial x_j}(\rho u_j u_i) = & \frac{\partial p}{\partial x_i} + \\ & \frac{\partial}{\partial x_j} \left[\mu \left(\frac{\partial u_i}{\partial x_j} + \frac{\partial u_j}{\partial x_i} - \frac{2}{3} \delta_{ij} \frac{\partial u_k}{\partial x_k} \right) \right] + \\ & \frac{\partial}{\partial x_j} (-\rho u_i' u_j'). \end{aligned} \quad (2)$$

2.2 RNG $k-\epsilon$ 湍流模型

标准 $k-\epsilon$ 二方程湍流模式在描述轴对称射流时有较大的偏差,本文采用 RNG $k-\epsilon$ 二方程模型^[9,10]。RNG 方程为

$$\rho \frac{dk}{d\tau} = \frac{\partial}{\partial x_i} \left(\alpha_k \mu_{\text{eff}} \frac{\partial k}{\partial x_i} \right) + G_k - \rho \epsilon - Y_M, \quad (3)$$

$$\rho \frac{d\epsilon}{d\tau} = \frac{\partial}{\partial x_i} \left(\alpha_\epsilon \mu_{\text{eff}} \frac{\partial \epsilon}{\partial x_i} \right) + C_{1\epsilon} \frac{\epsilon}{k} G_k - C_{2\epsilon} \rho \frac{\epsilon^2}{k}, \quad (4)$$

式中, G_k 表示湍流动能的产生项

$$G_k = -\rho \overline{u_i' u_i'} \frac{\partial u_j}{\partial x_i}, \quad (5)$$

由 Boussinesq 假设可知

$$G_k = \mu_\tau S^2, \quad (6)$$

式中,

$$\mu_\tau = \rho C_\mu \frac{k^2}{\epsilon}, \quad S = \sqrt{2S_{ij}S_{ij}}, \quad S_{ij} = \frac{1}{2} \left(\frac{\partial u_i}{\partial x_j} + \frac{\partial u_j}{\partial x_i} \right),$$

Y_M 表示可压缩性而产生的修正项

$$Y_M = \rho \epsilon 2M_\tau^2, \quad (7)$$

式中 $M_\tau = \sqrt{k/a^2}$, $a = \sqrt{\gamma RT}$ 。

α_k 和 α_ϵ 分别指普朗特(Prandtl)数对 k 和 ϵ 的影响,且 $\alpha_k = \alpha_\epsilon = 1.393$ 。

$$C_{2\epsilon}^* \equiv C_{2\epsilon} + \frac{C_\mu \rho \eta^3 (1 - \eta/\eta_0)}{1 + \beta \eta^3}, \quad (8)$$

式中, $\eta = Sk/\epsilon$, $\eta_0 = 4.38$, $\beta = 0.012$, $C_{1\epsilon} = 1.42$, $C_{2\epsilon}$

$= 1.68$, $C_\mu = 0.0845$ 。

RNG $k-\epsilon$ 二方程模型在计算剪切流和涡流的准确度有较大提高,当前广泛应用于轴对称喷嘴射流的计算。

3 模型的建立及网格划分

图 1 为喷嘴内壁形状,收敛型喷嘴的收缩段内壁采用抛物线拟合,出口上的点为抛物线最低点。进口直径 $D = 2R = 6$ mm,出口直径 $d = 2r = 1.6$ mm,喷嘴总长 $L = 6$ mm。当稳定段长度 $l = 2.479$ mm 时,抛物线方程为 $y = 0.242 x^2$ (坐标原点为抛物线最低点, x 轴方向向左, y 轴方向向上)。这两个喷嘴的计算条件完全相同,考虑流场的对称性,计算域按轴对称计算,外流场的计算域取为 $16.25 d \times 12.75 d$,网格划分采用结构化网格,网格数为 28000 左右,在喷嘴出口轴线附近区域,网格进行了加密。图 2 显示的是网格结构示意图。

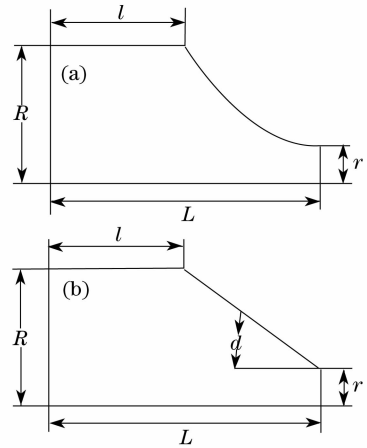


图 1 喷嘴内壁形状。(a)收敛型;(b)锥型

Fig. 1 Internal structure of nozzles

(a) convergence; (b) taper

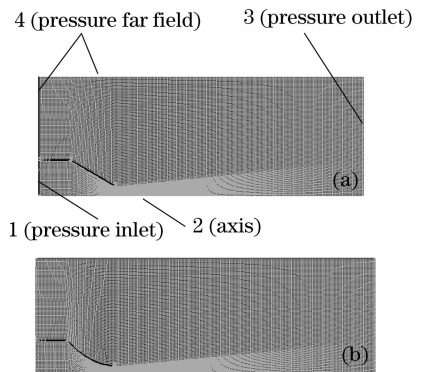


图 2 计算域及网格划分示意图。(a)锥型;(b)收敛型
Fig. 2 Sketch map of computing field and grid partition.

(a) taper; (b) convergence

计算域的边界条件设置如下:喷嘴入口边界 1 设为压力入口条件,边界 2 为对称轴,边界 3 为压力出口,边界 4 为压力远场,出入口总温皆为 293 K,喷嘴壁面为无滑移绝热壁面。

4 数值模拟结果与分析

4.1 圆锥段收缩角对锥型喷嘴气体动力学性能的影响

保持锥型喷嘴总长 $L=6$ mm,进口直径 $D=6$ mm,出口直径 $d=1.6$ mm。改变锥型喷嘴圆锥段收缩角,在进口总压为 2.5×101.325 kPa 和 3×101.325 kPa 的情况下,对内锥半夹角 α 分别为 $28^\circ, 30^\circ, 32^\circ, 34^\circ, 36^\circ$ 和 38° 的喷嘴,运用 Fluent 软件

对喷嘴气体流场结构进行数值模拟。由图 3 和图 4 看出,喷嘴射流轴线上的速度和静压力刚开始随轴向距离的增加变化显著,在进口压力不同时变化更加明显。气流在射出喷嘴后,出口压力仍然高于环境压力,气流还要继续膨胀,轴线上的速度会继续加速,完全膨胀后轴线上速度的最大值相差不大。将不同锥角换算成相应的稳定段长度 l ,由图 5 和图 6 看出,在同一进口压力之下,不同收缩角的喷嘴出口圆心处静压和速度分布也明显不同,这是因为内部锥角越大,喷嘴内部膨胀越不充分,出口圆心处的静压越高,速度越小,对相同来流的阻滞作用就越显著,这与文献[5]的结论完全一致。

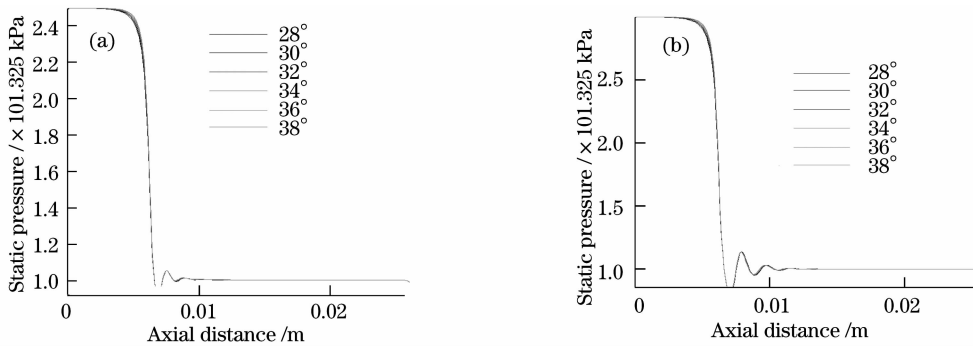


图 3 不同收缩角的锥型喷嘴轴线上出口射流的静压分布

(a)总压为 2.5×101.325 kPa; (b)总压为 3.0×101.325 kPa

Fig. 3 Static pressure distribution of exit jet flow on the axis of taper nozzle for different contractive angles. (a) total pressure of 2.5×101.325 kPa; (b) total pressure of 3.0×101.325 kPa

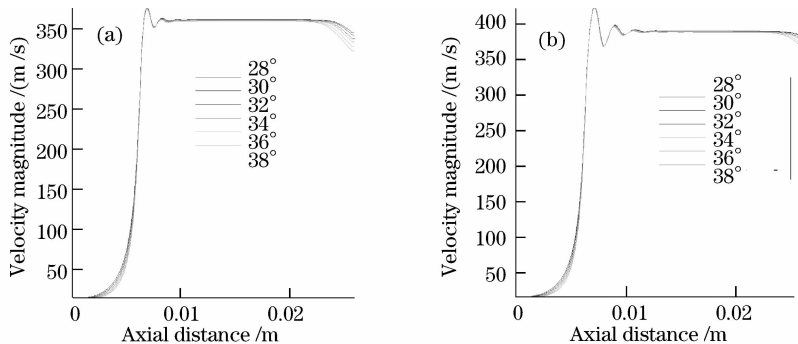


图 4 不同收缩角的锥型喷嘴轴线上出口射流的速度分布

(a)总压为 2.5×101.325 kPa; (b)总压为 3.0×101.325 kPa

Fig. 4 Velocity magnitude distribution of exit jet flow on the axis of taper nozzle for different contractive angles. (a) total pressure of 2.5×101.325 kPa; (b) total pressure of 3.0×101.325 kPa

4.2 收缩段曲率半径对收敛型喷嘴气体动力学性能的影响

保持收敛型喷嘴总长 $L=6$ mm,进口直径 $D=6$ mm,出口直径 $d=1.6$ mm。改变收敛型喷嘴稳定段长度,这样就可以根据抛物线的顶点以及稳定段和收敛段的交点来拟合二次抛物线,得到不同曲

率半径的收敛段形状。为了与锥型喷嘴进行比较,稳定段长度的取值取锥型喷嘴不同收缩角下对应的稳定段长度。在进口总压为 2.5×101.325 kPa 和 3×101.325 kPa 的情况下,对稳定段长度分别为 1.862 mm, 2.189 mm, 2.479 mm, 2.738 mm, 2.972 mm和3.184 mm的喷嘴,抛物线方程分别为

$y=0.175x^2, y=0.207x^2, y=0.242x^2, y=0.282x^2, y=0.327x^2$ 和 $y=0.378x^2$, 运用 Fluent 软件对喷嘴气体流场结构进行数值模拟。由图 7 和图 8 看出, 收敛型喷嘴轴线上的速度和静压力随轴向距离和进口压力的变化, 出口处气流的欠膨胀性与锥

型喷嘴具有相似性。由图 9 和图 10 看出, 在相同的来流条件下, 收敛型喷嘴随稳定长度的增加, 即收敛段抛物线曲率半径的减小, 喷嘴内部气流的欠膨胀性越明显, 出口圆心处的静压越高。

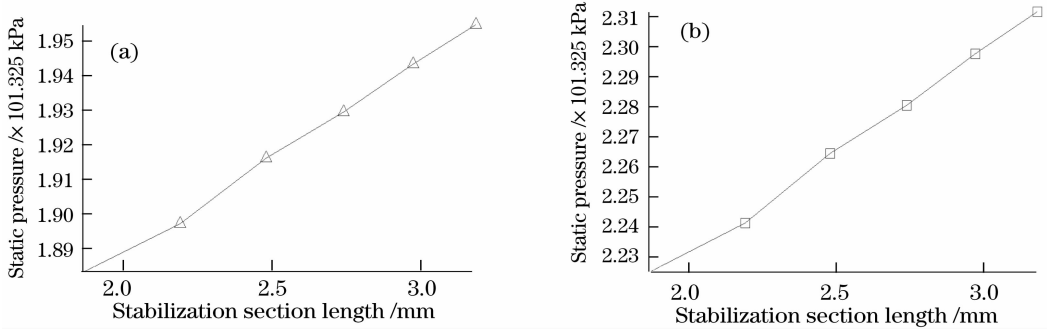


图 5 锥型喷嘴出口圆心处静压随稳定段长度的变化关系

(a)总压为 2.5×101.325 kPa; (b)总压为 3.0×101.325 kPa

Fig. 5 Relation between static pressure at the exit circle center of taper nozzle and the varying stabilization section length. (a) total pressure of 2.5×101.325 kPa; (b) total pressure of 3.0×101.325 kPa

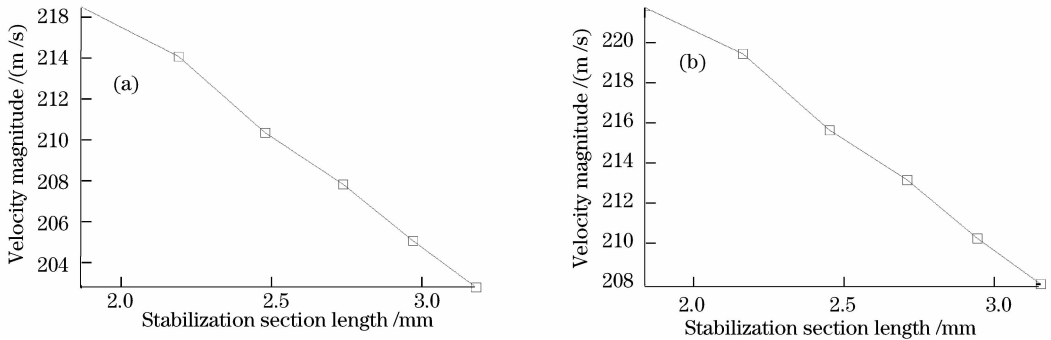


图 6 锥型喷嘴出口圆心处速度随稳定段长度的变化关系

(a)总压为 2.5×101.325 kPa; (b)总压为 3.0×101.325 kPa

Fig. 6 Relation between velocity magnitude at the exit circle center of taper nozzle and the varying stabilization section length. (a) total pressure of 2.5×101.325 kPa; (b) total pressure of 3.0×101.325 kPa

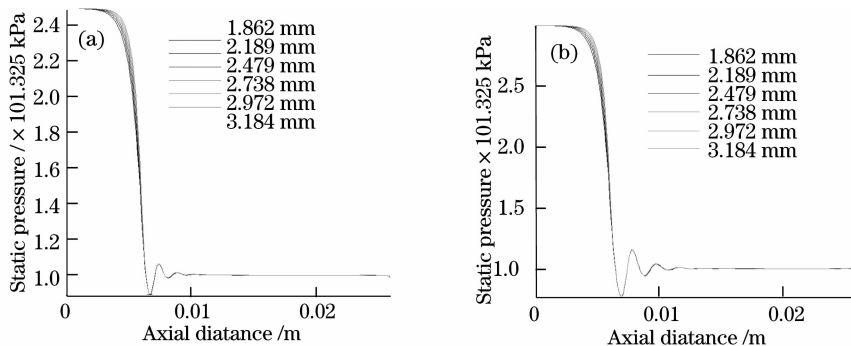


图 7 不同稳定段长度的收敛型喷嘴轴线上出口射流的静压分布

(a)总压为 2.5×101.325 kPa; (b)总压为 3.0×101.325 kPa

Fig. 7 Static pressure distribution of exit jet flow on the axis of convergence nozzle for different stabilization length. (a) total pressure of 2.5×101.325 kPa; (b) total pressure of 3.0×101.325 kPa

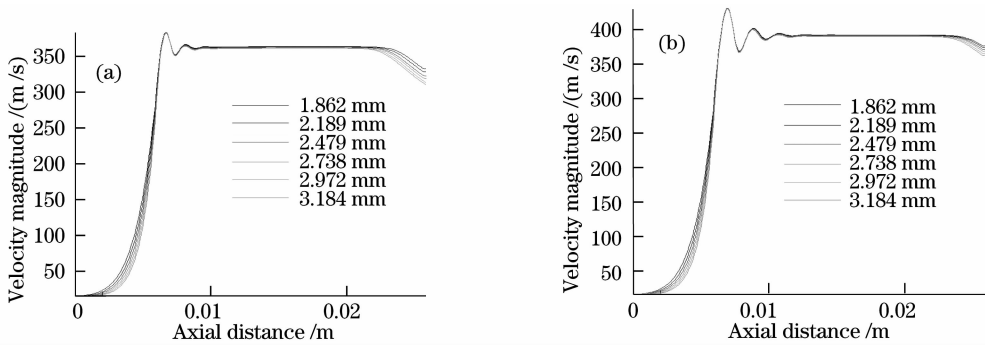


图 8 不同稳定段长度的收敛型喷嘴轴线上出口射流的速度分布

(a)总压为 2.5×101.325 kPa; (b)总压为 3.0×101.325 kPa

Fig. 8 Velocity magnitude distribution of exit jet flow on the axis of convergence nozzle for different stabilization length. (a) total pressure of 2.5×101.325 kPa; (b) total pressure of 3.0×101.325 kPa

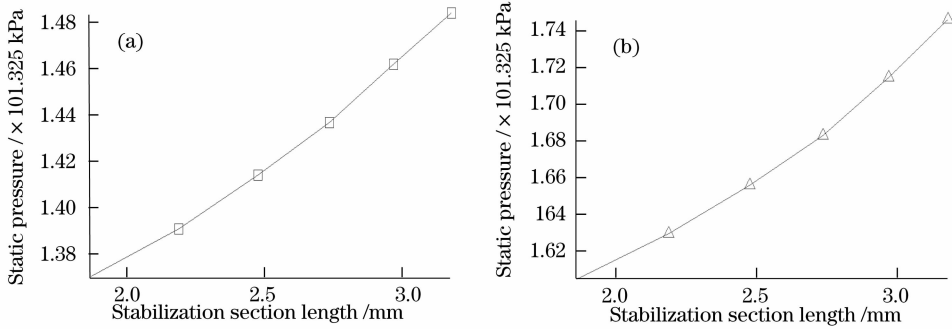


图 9 收敛型喷嘴出口圆心处静压随稳定段长度的变化关系

(a)总压为 2.5×101.325 kPa; (b)总压为 3.0×101.325 kPa

Fig. 9 Relation between static pressure at the exit circle center of convergence nozzle and the varying stabilization section length. (a) total pressure of 2.5×101.325 kPa; (b) total pressure of 3.0×101.325 kPa

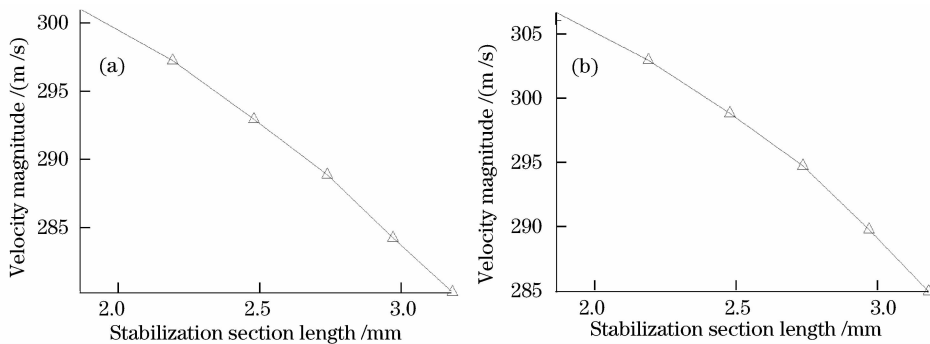


图 10 收敛型喷嘴出口圆心处速度随稳定段长度的变化关系

(a)总压为 2.5×101.325 KPa; (b)总压为 3.0×101.325 KPa

Fig. 10 Relation between velocity magnitude at the exit circle center of convergence nozzle and the varying stabilization section length. (a) total pressure of 2.5×101.325 kPa; (b) total pressure of 3.0×101.325 kPa

4.3 两种会聚型喷嘴的比较

比较图 3,图 4 和图 7,图 8 可以看出,收敛型喷嘴和锥型喷嘴出口射流轴线上的静压和速度分布规律具有相似性,气流在喷嘴内部均未充分膨胀。比较图 5,图 6 和图 9,图 10 可以看出,在来流条件相

同、喷嘴其他形状参数相同的情况下,具有相同稳定段长度的收敛型喷嘴比锥型喷嘴在出口圆心处有更低的静压和更高的出口速度,可见收敛型喷嘴更有利于气体膨胀。

4.4 实验验证

用 30° 锥角的锥型喷嘴切割厚度为 3.0 mm 的不锈钢板材, 牌号为 304, 辅助气体为 CO₂, 供气压力为 3.0×101.325 kPa, 激光功率为 2.5 kW, 喷嘴与工件上表面之间的距离为 0.9 mm, 焦点到工件表面的距离为 0.95 mm, 切割速度分别取 2.5 m/min, 3.0 m/min, 3.5 m/min, 切割试验结果如表 1 所示。

表 1 不同切割速度下的切割效果

Table 1 Cutting effects of different cutting velocity

Cutting velocity/ (m/min)	Width of seam of upper surface/ mm	Width of seam of under surface/ mm	Hanging gregs	Ra/ μm
2.5	0.25	0.20	No	9.6
3.0	0.24	0.19	No	9.0
3.5	0.24	0.18	Seldom	9.4

从表 1 的试验结果看出, 上下表面的切口宽度很小, 倾角小于 1°, 切缝与板材上表面垂直度高, 切口断面粗糙度小, 与德国进口的 PRECITEC NOZZLE φ1.25 HD 切割效果相当, 所设计的锥型喷嘴可以获得良好的切割质量。

5 结 论

1) 在相同来流条件下, 圆锥型喷嘴随收缩段收缩角的增加, 出口圆心处的静压增大, 速度减小; 收敛型喷嘴随收缩段抛物线曲率半径的减小, 出口圆心处的静压增大, 速度减小。

2) 圆锥型喷嘴和收敛型喷嘴出口射流轴线上的静压和速度分布具有相似性, 气体在喷嘴内部均为欠膨胀状态, 气流出了喷嘴之后都要继续膨胀。

3) 在来流条件相同、喷嘴其他形状参数相同的情

况下, 收敛段为二次抛物线的收敛型喷嘴较锥型喷嘴更有利于气体在出口处获得较佳的动力学性能。

参 考 文 献

- Liao Jianhong, Meng Hongyun, Wang Hongwei *et al.*. Investigation and applications of fiber laser precision cutting system[J]. *Chinese J. Lasers*, 2007, **34**(1):135~138
廖健宏, 蒙红云, 王红卫等. 光纤激光精密切割系统的研制及其应用[J]. *中国激光*, 2007, **34**(1):135~138
- Hu Jun, Guo Shaogang, Luo Lei *et al.*. Dynamic characteristic analysis of impinging jet in laser drilling[J]. *Chinese J. Lasers*, 2008, **35**(8):1250~1254
胡俊, 郭绍刚, 罗磊等. 激光穿孔中辅助气体动力学性能分析[J]. *中国激光*, 2008, **35**(8):1250~1254
- Li Xiangyou, Zeng Xiaoyan. Kerf roughness and quality control of laser precision cutting[J]. *Chinese J. Lasers*, 2002, **A29**(2):176~180
李祥友, 曾晓雁. 激光精密切割不锈钢模板割缝质量控制[J]. *中国激光*, 2002, **A29**(2):176~180
- A. H. Khan, S. Celotto, L. Tunna *et al.*. Influence of microsupersonic gas jets on nanosecond laser percussion drilling [J]. *Optics and Lasers in Engineering*, 2007, **45**:709~718
- A. H. Khan, W. O'Neill, L. Tunna. Numerical analysis of gas-dynamic instabilities during the laser drilling process [J]. *Optics and Lasers in Engineering*, 2006, **44**:826~841
- K. Chen, Y. L. Yao, V. Mode. Gas jet-workpiece interactions in laser machining [J]. *Journal of Manufacturing Science and Engineering*, 2000, **122**:429~38
- K. Chen, Y. L. Yao, V. Mode. Numerical simulation of gas jet effects in laser machining [C]. *Section B-ICALEO*, 1998:120~129
- He Feng, Xie Junshi, Yang Jinglong. The effect of nozzle's internal figure line on jet field [J]. *Chinese J. Applied Mechanics*, 2001, **18**(4):114~119
何枫, 谢峻石, 杨京龙. 喷嘴内部流道型线对射流流场的影响 [J]. *应用力学学报*, 2001, **18**(4):114~119
- V. Yakhot, S. A. Orszag. Renormalization group analysis of turbulence[J]. *J. Scientific Computing*, 1991, **1**:39~51
- V. Yakhot *et al.*. Development of turbulence models for shear flows by double expansion technique[J]. *Phys. Fluids*, 1992, **A4**(7):1510~1522