

带同轴引气激光制孔中的气动特性分析

崔子健, 张庆才, 谭晓茗, 张靖周

(南京航空航天大学能源与动力学院, 南京 210016)

摘要: 针对锥形激光加工器在航空发动机热部件冷却孔加工过程中的吹渣效果, 研究了射流冲击孔板附近的流场特性及其影响因素。针对同轴高压气体撞击带盲孔平板的射流结构, 采用数值模拟方法, 分析了不同进气压力 p_{in} (0.2~1.5 MPa)、射流间距 H/D_e (3.6, 5.6, 7.6) 和冲击角度 α (30°, 45°, 60°, 90°) 对盲孔附近气体动力学性能的综合影响。研究表明, 当 H/D_e 为 3.6 时, 随进气压力的增大, 盲孔附近的气体动力学性能呈现先逐步提高后剧烈下降的趋势, 较好工作压力为 1 MPa; 当射流间距 H/D_e 达到 5.6 及以上时, 适当地增大喷嘴压力可以提高盲孔附近气流的气动水平, 但提升有限。随着冲击角度 α 减小, 盲孔内流出质量流量逐渐增大, α 为 30° 时较垂直射流提升约 11 倍, 但在冲击表面上气体的剪切流动随冲击角度减小逐渐变弱。

关键词: 航空发动机; 激光制孔; 同轴引气; 冲击射流; 计算流体动力学

中图分类号: TG485; TG665

文献标志码: A

文章编号: 1005-2615(2024)04-0658-10

Aerodynamic Characterization in Laser Hole Making with Coaxial Air Induction

CUI Zijian, ZHANG Qingcai, TAN Xiaoming, ZHANG Jingzhou

(College of Energy and Power Engineering, Nanjing University of Aeronautics & Astronautics, Nanjing 210016, China)

Abstract: For the slag-blowing effect of a conical laser processor in the cooling hole machining process of aeroengine hot parts, the flow field characteristics near the jet impinging on the aperture plate and its influencing factors are investigated. For the jet structure of coaxial high-pressure gas impinging on a flat plate with blind holes, numerical simulation methods are used to analyze the comprehensive effects of different inlet pressures p_{in} (0.2—1.5 MPa), jet spacing H/D_e (3.6, 5.6, 7.6) and impact angle α (30°, 45°, 60°, 90°) on the gas dynamics performance near the blind holes. The results show that when H/D_e is 3.6, with the increase of inlet pressure, the gas dynamics performance near the blind orifice shows a tendency of gradual improvement followed by a drastic decrease, and the better working pressure is 1 MPa; when the jet spacing H/D_e reaches 5.6 and above, the aerodynamic level of the gas flow near the blind orifice can be improved by appropriately increasing the nozzle pressure, but the enhancement is limited. As the impact angle α decreases, the outflow mass flow rate in the blind hole gradually increases, and when α is 30°, it is about 11 times higher than that of the vertical jet, but the shear flow of the gas on the impact surface becomes weaker as the impact angle decreases.

Key words: aeroengine; laser hole making; coaxial air induction; shock jet; computational fluid dynamics

激光钻孔是激光切割的一种加工形式, 较其他钻孔加工方式该技术具有高精度、非接触和加工灵活性等优点, 目前在航空航天、微电子、医疗等领

域被广泛应用^[1]。超快激光打孔技术和六轴激光钻孔技术的出现很好地解决了钻孔质量和精度问题, 然而激光脉冲频率的提高也引起了孔的加工效

收稿日期: 2024-04-03; 修订日期: 2024-07-09

通信作者: 谭晓茗, 女, 教授, 博士生导师, E-mail: txmyy@nuau.edu.cn。

引用格式: 崔子健, 张庆才, 谭晓茗, 等. 带同轴引气激光制孔中的气动特性分析[J]. 南京航空航天大学学报, 2024, 56(4): 658-667. CUI Zijian, ZHANG Qingcai, TAN Xiaoming, et al. Aerodynamic characterization in laser hole making with coaxial air induction[J]. Journal of Nanjing University of Aeronautics & Astronautics, 2024, 56(4): 658-667.

率大幅下降。就航空发动机热部件冷却孔(涡轮叶片气膜孔为主要)的通孔加工而言,毫秒激光钻孔的材料去除率可以达到每脉冲1 mm以上甚至2 mm,是纳秒激光钻孔效率的 $10^2\sim 10^3$ 倍,是超快激光钻孔效率的 $10^3\sim 10^5$ 倍^[2]。上述问题是因为加工时产生的等离子体或材料粉尘颗粒会强烈吸收并散射激光,造成作用到材料表面的激光能量和光束质量下降,随着孔的加工深度增大,该现象愈加突出,使得加工效率进一步降低^[3]。

为了提高等离子体和粉尘排出小孔的效率,有效的方式之一是采用辅助气体吹气排渣^[4-5]。当有辅助射流对激光切割进行辅助加工时,加工效率和孔质量很大程度上取决于射流与工件的相互作用,该作用的相对程度主要表现在射流结构的差异性。国内外研究主要围绕不同射流条件下射流结构的改变对激光切割的影响。Ivarson等^[6]利用实验和数值方法研究了喷嘴出口压力对激光切割的影响,发现亚声速喷嘴的良好工作压力区域有两段,工件表面压力分别在1.4~5.1 bar和6.3~8.2 bar(1 bar=0.1 MPa)范围时的加工质量较好。Jun等^[7]数值模拟了超声速湍流射流冲击和射流同心的带通孔平板,分析了射流间距对孔内气流动态特性的影响,特别是对孔内质量流量和推力的影响。Quintero等^[8-9]分析了喷嘴在不同欠膨胀程度下,射流间距对射流结构的影响,研究发现当喷嘴有效工作距离小于气体射流超音速长度时,材料去除效果较好。上述研究分别讨论了进气压力和射流间距对激光切割辅助射流流场的影响,然而两参数对其影响不是独立的。O'Neill等^[10-12]通过数值模拟和实验研究分析了切割距离和入口压力对亚声速和超声速喷嘴切割切口内出口射流动态特性的影响,发现在一定的喷嘴压力范围内,对于较大的喷嘴间距,切口内气体流动特性可能会变好,并发现随着喷嘴出口欠膨胀程度的增大,切口内气体流动对冲击间距变化的敏感性增强。

上述研究中压力和射流间距的改变使孔附近流动状态发生变化,射流区域的冲击波波形也会发生改变,为探究两者之间的关系,国内外学者针对激光打孔展开辅助射流流场冲击波的变化以及该变化对加工目标气体流动特性影响的研究。Mai等^[13]从射流冲击角度出发,模拟了亚声速喷嘴在倾斜基底上切割出口的流动状态,发现基底倾斜角度对切割切口内的出口射流波形变化具有显著影响,并且角度的增大会对熔融材料的去除能力和切割质量产生负面影响。Chen等^[14-16]对激光加工辅助射流的冲击过程进行数值模拟及实验对比,研究发现,射流间距对切口中气体动力学特性的影响与

上游射流中入射斜激波和正激波的作用程度具有一定关系,并发现当入射斜波在两波未直接作用前反射时,加工存在有利的操作条件。Khan等^[17]研究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,详细展示了轴对称撞击射流在不同加工状态下的波面结构。在此研究基础上,Hu等^[18]发现具有3.0 mm间隔距离的通孔出口射流的动态特性比具有1.0 mm间隔距离的出口射流的动态特性好,即降低工件可以避免入射斜激波和反射波的直接相互作用。除此之外,还有一些学者针对激光加工展开加工角度和辅助吹气方式对射流场流动特性的研究^[19-20]。

综上所述,辅助射流是航空发动机热部件激光打孔过程中排渣的主要手段,但针对其流场研究的方向多为通孔结构,对于盲孔情况下的冲击射流流场结构的分析尚不深入。因此本文针对某型锥形激光打孔器同轴射流在冲击盲孔过程中的流场结构开展数值模拟研究,分析进气压力、冲击间距和射流角度对冲击射流与盲孔平板相互作用的影响,探讨冲击过程中孔板附近区域气体动力学特性的综合影响。

1 计算模型与计算方法

1.1 物理模型

参考某型汇聚式-锥型同轴射流激光打孔器,本文设计了一个半模对称(X轴为对称轴)的数值模拟区域,如图1所示。图2为欠膨胀状态(当自由射流流出喷管出口时,其射流本身的静压高于周围环境介质的静压)下的撞击射流示意图,将其射流区域主要分为3个部分:自由射流区域、撞击射流区域和壁面射流区域,可以看到自由射流区域内出现了 $Ma>1$ 的超声速区域,出现该现象原因是:当喷嘴出口压力大于环境压力时,气流会沿喷嘴边缘向射流边界膨胀,射流速度变大进而出现超声速流动,尤其当喷嘴压力与环境压力的比值大于1.89时,射流区域内会出现马赫盘,该处也作为自由射流区域和撞击射流区域的分界线。喷嘴中心为模型原点,喷嘴直径 D_e 为2.5 mm。在锥形喷嘴的上方,周向均匀布置3个进气口,并在中间腔体汇聚流向喷嘴,气流从喷嘴喷出后,进入自由射流区域,射流间距用 H 表示,其中喷嘴轴线与加工材料平面的夹角为 α (冲击角度);射流经过强相互作用区域后,部分气流在冲击板表面上形成强剪切流,另外一部分进入盲孔,小孔的直径 d 为0.35 mm,小孔深度 H_k 为1.5 mm,材料厚度 W 为2 mm。盲孔深径比 $H_k/d=4.28$,本文后续仿真计算都是在深

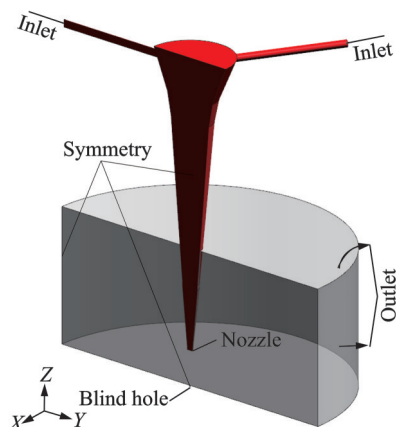


图1 计算模型示意图

Fig.1 Schematic diagram of the computational model

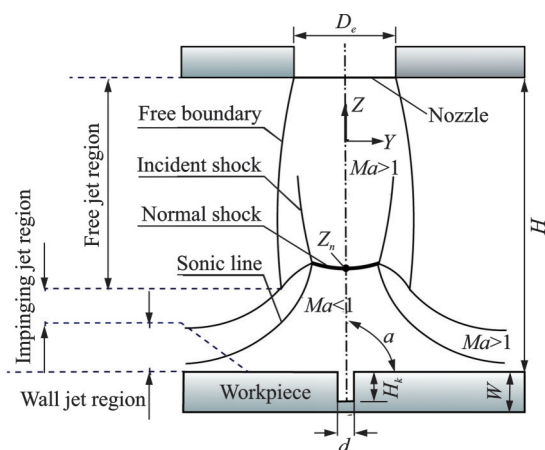


图2 撞击射流示意图

Fig.2 Schematic diagram of an impinging jet

径比不变的情况下控制变量进行数值模拟。

1.2 边界条件

在数值模拟过程中,不考虑气流以及激光与加工材料的相互作用,即对于同轴吹气气体不与固体进行传热,不考虑固体自身导热,只考虑流动,计算域中无固体域。其计算域为对称结构,将模型YZ平面上的剖面设置为 symmetry,所有壁面结构都采用无滑移速度边界条件。进口采用给定压力进口 p_{int} ,进出口温度均为 300 K,设定气流最终流向大气环境 $p_{\infty}=101\,325\text{ Pa}$,出口设定为压力出口。

1.3 计算方法

采用 Fluent 中二阶迎风差分式方程进行离散,并使用全隐式求解器 Coupled 算法,对压力速度项进行耦合计算,该算法的优点是能够较好地追踪到流体流动行为,精度高。对于湍流模型的选择,根据 Iwamoto 等^[21]对通过会聚型喷嘴的膨胀射流 ($p_e/p_{\infty}=3.0$)冲击垂直平板 ($H/D_e=2.5$)进行实验得到的数据,基于相同结构参数条件下对喷嘴和冲击射流区域的网格进行强加密(网格数为 450 万个),对多个双方程湍流模型进行数值模拟结果对

比,如图 3 所示。计算中将射流视为理想可压缩气体。在计算过程中残差小于 1×10^{-6} ,认为计算收敛。

图 3 中给出了沿喷嘴轴向的气流密度变化趋势,经过计算结果与实验数据的对比并考虑到在实际打孔过程中,气流经过锥型喷嘴喷出后到达带盲孔平板附近的流场与只有平板的情况有一定差异,本文选用 RNG $k-\epsilon$ 双方程湍流模型,在近壁面处采用增强型壁面函数。

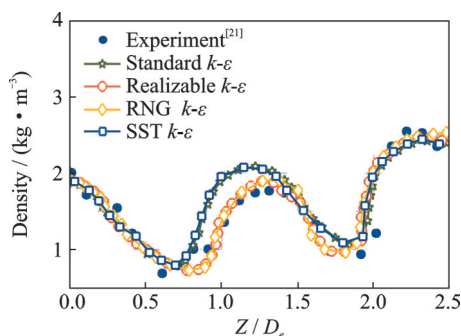


图3 喷嘴轴线密度的 CFD 数据与文献的对比

Fig.3 Comparison of CFD data of nozzle axial density with literature

1.4 网格划分

使用商业软件 Fluent meshing 对计算域进行非结构网格划分,计算域为全流体域,对喷嘴出口、自由射流区、冲击区和小孔进行局部加密,如图 4 所示。对无滑移壁面边界进行边界层处理,在进行初步仿真之前,将计算得到的冲击壁表面与小孔内部壁面的速度进行对比,估算冲击壁面边界层网格第一高度约为小孔内部边界层高度的 10 倍,且此处的孔内边界层增长速度不宜过大,否则计算流动不准确,并且使 $y^+ < 1$,保证壁面函数的适用性。

为验证计算网格的无关性,选定 p_{int} 为 0.5 MPa、 H 为 9 mm、 α 为 90° 的冲击射流模型。该模型的网

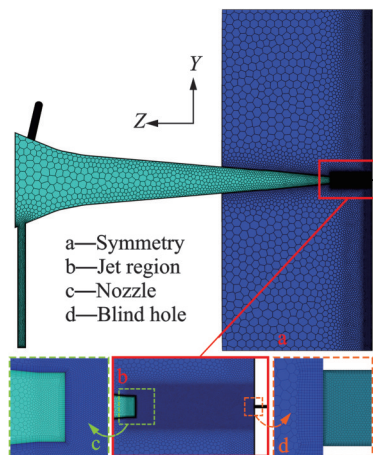


图4 计算域网格

Fig.4 Computational domain mesh

格划分数在400万、500万、600万、700万、800万、900万和1000万个时小孔流出质量流量 q_{kout} 以及喷嘴出口平均马赫数 Ma_{exit} 分布如图5所示。结果表明当网格增加到700万个时,网格数量继续增大, q_{kout} 的增长比小于0.5%, Ma_{exit} 的增长比小于0.1%,即可视为在该网格下的计算结果趋于稳定值。最终选用700万个的计算网格。

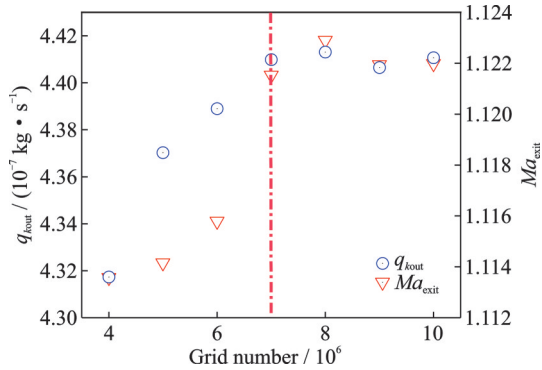


图5 网格无关性验证

Fig.5 Grid-independent verification

1.5 参数定义

在实际激光打孔过程中,粉尘和等离子体的吹除由孔口中的质量流量和推力以及冲击表面的有效工作压力以及剪切流动作用共同决定^[8]。盲孔流出质量流量定义为

$$q_{kout} = \int c_D p_i \left(\frac{2\gamma}{RT(\gamma+1)} \right)^{\frac{1}{2}} \left(\frac{2}{\gamma+1} \right)^{\frac{1}{\gamma-1}} dA \quad (1)$$

式中: c_D 为喷嘴的流量系数, p_i 为气体总压, R 为气体常数, T 为气体温度, γ 为气体比热比。

流场中任一点推力定义为

$$T_i = (P_i - P_a + \rho_i V_i^2) A_i \cos \theta_i = (P_i - P_a + P_i k M_i^2) A_i \cos \theta_i \quad (2)$$

由式(2)可知推力主要由压力和速度所决定,而对于本文中的同轴射流结构来讲,射流方向与孔的轴向一致,因此本文用轴向推力代表截面平均推力。

中心轴向推力点值为

$$\bar{T}_{axis} = \frac{\partial F}{\partial A} = p_{axis} - p_a + \rho_{axis} V_{axis}^2 = p_{axis} - p_a + p_{axis} k M_{axis}^2 \quad (3)$$

平均轴向推力为

$$T_{average} = \frac{1}{n} \sum_{i=1}^n \bar{T}_{axis} \quad (4)$$

式中: ρ 为气体密度, k 为气体绝热指数, Ma 为马赫数, p_a 为当地环境压力。

式(4)可以用来判断气流在盲孔轴线上所受反冲力的大小,对于激光打孔产生的等离子体主要是

在该驱动力的作用下被排出^[2]。

当射流从喷嘴喷出后的压力大于环境压力时,射流会发生膨胀,为了描述其膨胀程度,引入欠膨胀系数 p_{cr} ,该系数是喷嘴出口面平均静压力 p_e 与环境压力 p_{∞} 的比值,定义为

$$p_{cr} = p_e / p_{\infty} \quad (5)$$

有效工作压力 p_v 指的是射流到达激光加工对象的压力值,针对激光制孔,辅助射流的有效压力为盲孔顶部边缘的压力。针对欠膨胀射流冲击平板结构,流场中通常存在正激波,为了描述撞击射流区域内钝性冲击程度,可以用 p_v 与 p_n 的比值的大小来判断^[11], p_n 在此处被定义为射流沿喷嘴轴向的马赫数等于1的位置(图2中点 Z_n 所示)的静压值。

2 计算结果与分析

2.1 进气压力对流动特性的影响

在 α 为 90° 、 $H/D_e=3.6$ 的条件下讨论进气压力 p_{int} 对孔附近气体流动特性的影响。数值计算条件及结果如表1所示,算例C1~C6分别对应 $p_{int}=0.2\sim 1.5$ MPa, p_{cr} 为喷嘴出口平均压力 p_e 与环境压力 p_{∞} 的比值。

表1 计算结果

Table 1 Calculation result

Case	C1	C2	C3	C4	C5	C6
p_{int}/MPa	0.2	0.5	0.7	1.0	1.2	1.5
p_{cr}	1.04	2.20	3.03	4.33	5.20	6.52
$q_{kout}/(10^{-7}\text{kg}\cdot\text{s}^{-1})$	4.5	4.4	5.1	5.4	3.2	0.7
p_v/MPa	1.98	3.45	4.12	4.70	4.20	3.32
$T_{average}/10^5\text{Pa}$	1.0	2.5	3.2	3.8	3.2	2.4

图6为不同 p_{int} 时沿YZ平面气流在盲孔附近的流动分布。图7给出了射流沿喷嘴轴线方向(Z 轴线)的马赫数分布。由图6可知,孔内速度较小且不同 p_{int} 下孔口附近气流的速度分布具有一定差异,可以看出,气流先沿着孔的中心流入,在气流反冲作用下,一部分气流沿孔口边缘流出,此时在孔口处形成一对旋转方向相反的涡。可以观察到除 $p_{int}=1.0$ MPa和1.5 MPa的其余压力条件下孔口内部流线分布类似,首先在孔口对涡下方出现两个连续的旋转方向相反的涡,随后气流向下滞止在盲孔底部;当 $p_{int}=1.0$ MPa时盲孔底部气流同样以涡的形式存在,即对涡下方有3个连续的涡;当 $p_{int}=1.5$ MPa时在距离孔底 $0.4D_e$ 的位置气流就开始向下方滞止,此时对涡下方仅存在一个涡。由此可知, $p_{int}=1.0$ MPa时盲孔内部涡流的作用范围最大,而 $p_{int}=1.5$ MPa情况下最小。结合图7局部放大A区域可知,当 $p_{int}>1.0$ MPa时盲孔内部气流马赫数随压力增大而逐渐减小,沿孔轴向上的马赫数变

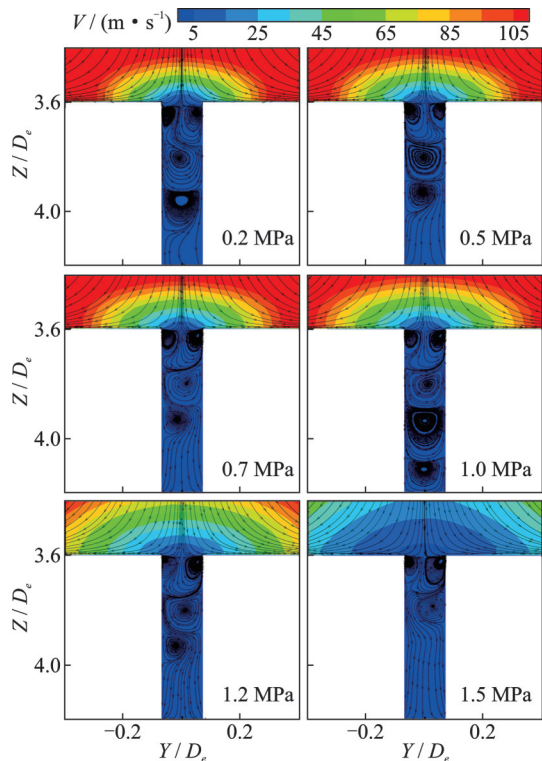


图6 孔附近流线图及其速度随 p_{int} 的变化云图
Fig.6 Streamlines near the holes and their velocity variation with p_{int} cloud

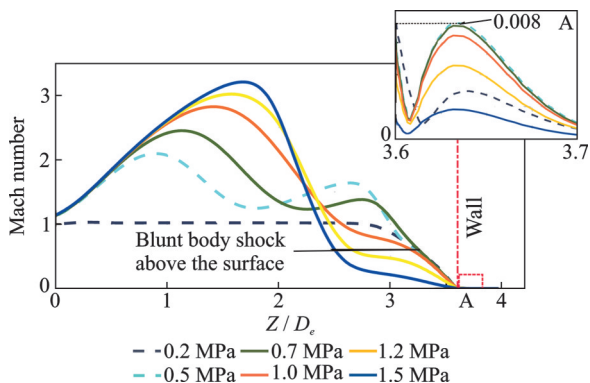


图7 不同 p_{int} 时沿喷嘴轴向(Z轴线)马赫数分布
Fig.7 Mach number distribution along the nozzle axis (Z-axis) at different p_{int}

化幅度也在减小。类似现象在 $Z/D_e=3.4\sim 3.6$, $Y/D_e=-0.4\sim 0.4$ 的撞击射流区域范围内也同样存在,气流在 $p_{\text{int}}<1.0\text{ MPa}$ 和 $p_{\text{int}}>1.0\text{ MPa}$ 时该区域的马赫数分布具有很大差别,在大于1 MPa时该区域内马赫数大幅减小,流动受阻程度变大。

图8给出了不同 p_{int} 时沿喷嘴中心轴线(Z轴)的推力分布,可以清楚地看到沿喷嘴轴向上气流推动力的变化,喷嘴出口推力随 p_{int} 增大而增大,但气流到达盲孔内的推力大小随 p_{int} 增大的变化是非线性的。根据表1可知评价孔内气体流动的两个参数 q_{kout} 和 T_{average} 随 p_{int} 的增大均呈现出先增大后减小的变化趋势,在 $p_{\text{int}}=1.0\text{ MPa}$ 时,上述参数均为最大值,并且还发现 p_v 随 p_{cr} 的变化规律亦是如此。

易知孔内平均轴向推力和孔口气体流出质量流量的大小和射流冲击到表面的有效工作压力大小有关,该压力的相对大小又和射流在上游撞击射流区域的冲击强度有一定关系,冲击波强度通常和射流能量变化有关系,射流冲击结构也会产生相应变化。

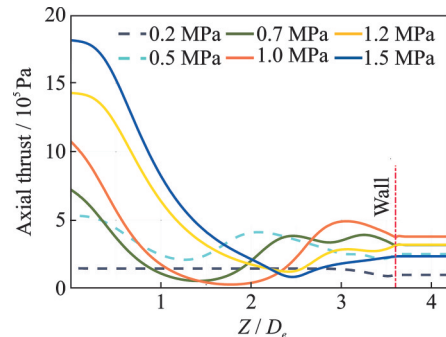


图8 不同 p_{int} 时沿喷嘴中心轴线(Z轴)推力分布
Fig.8 Thrust distribution along the nozzle centre axis (Z-axis) at different p_{int}

为解释 q_{kout} 和 T_{average} 在随 p_{int} 的变化中出现转折点的现象与射流冲击带盲孔平板相互作用程度之间的关系,结合实际激光加工过程以及激波理论,针对进气压力对冲击表面上游射流结构的影响展开详细分析。首先本文的收缩型喷嘴出口射流为欠膨胀状态,对于在自由射流区域,气流经喷嘴流出后在边缘发生径向膨胀,直到膨胀区域的压力小于自由边界压力,膨胀波将发生反射,形成两簇压缩波。当喷嘴出口气流压力与环境压力之比 p_{cr} 小于3~4时(对应本文 $p_{\text{int}}=0.5\text{ MPa}$ 和 0.7 MPa 的情况),自由射流场中会产生普朗特——迈耶膨胀现象;当压力比大于3~4时(对应本文 $p_{\text{int}}=1.0\text{ MPa}$ 、 1.2 MPa 和 1.5 MPa 的情况),流场结构中会出现正激波结构。

图9分别给出了不同 p_{int} 条件下射流沿喷嘴轴向以及冲击壁面径向上的压力分布。针对上述射流在撞击带盲孔平板时,射流经过自由射流区域后,受喷嘴射流欠膨胀程度影响的入射斜激波与壁面反射波相互作用直至稳定后在靠近冲击表面的撞击射流区域内产生高度不稳定的冲击为钝性冲击,并且当射流长度以及喷嘴欠膨胀程度满足稳定后的自由射流完成一次膨胀过程并开始压缩的条件时,在撞击射流的中心区域,钝性冲击实际上是正激波,平衡条件下钝性冲击在Z轴上的位置如表2所示。该冲击程度对近壁面处的射流结构有一定的影响,如图9(a)所示,当 $0.2\text{ MPa}<p_{\text{int}}<1.0\text{ MPa}$ 时,冲击区会形成两次完整的膨胀压缩过程,当 $p_{\text{int}}\geq 1\text{ MPa}$ 时,只进行一次膨胀压缩,自由射流区域的膨胀压缩过程首先会受到喷嘴欠

表 2 不同 p_{int} 下钝性冲击在 Z 轴上的位置

Table 2 Position of blunt shock on Z-axis for different p_{int}

$p_{\text{int}}/\text{MPa}$	0.2	0.5	0.7	1.0	1.2	1.5
Z/D_e	2.74	3.00	3.05	2.56	2.46	2.37

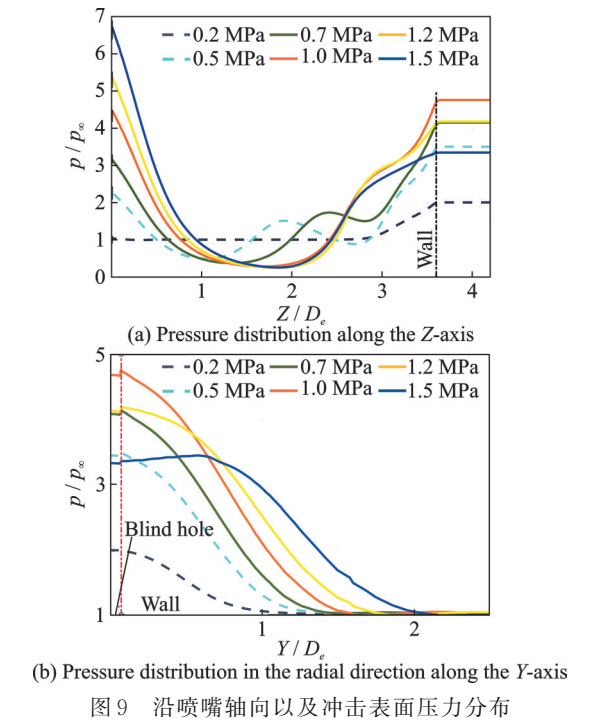


图 9 沿喷嘴轴向以及冲击表面压力分布

Fig.9 Pressure distribution along the nozzle axis and impact surface

膨胀程度的影响,可知 p_{cr} 越大第一段膨胀射流长度越长,宽度越大,随后射流作用到冲击表面,壁面产生反射波并与同一时空内的连续射流相互作用直至稳定,根据激波反射理论可知当入射波和反射波刚好接触时,其能量损失较少,波后流动特性相对较好。当 Z/D_e 为 2.5 至 3、 $p_{\text{int}} \geq 1 \text{ MPa}$ 时,射流压缩程度突然减缓,这正是射流经过正激波的波后特性,且随 p_{int} 增大,冲击过程压缩受阻程度愈大。

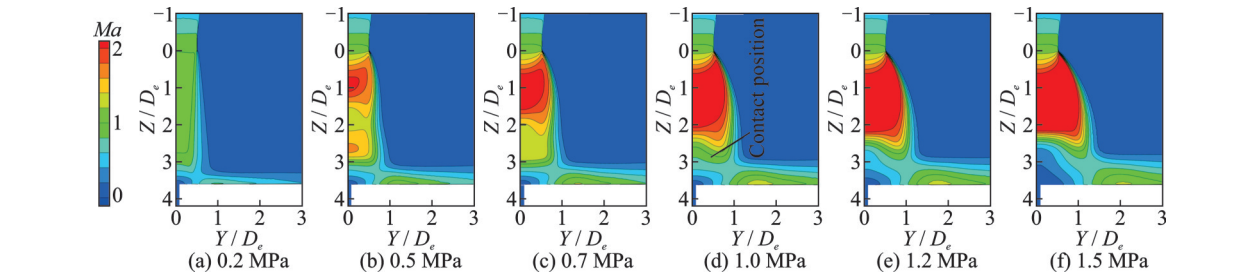


图 10 不同 p_{int} 时射流在 ZY 平面上的马赫数等值线分布云图

Fig.10 Clouds of Mach number contour distributions of jet in the ZY plane at different p_{int}

2.2 射流间距对流动特性的影响

在 α 为 90° 、 H/D_e 分别为 3.6、5.6 和 7.6 的条件下讨论射流间距对孔附近流动特性的影响。图 11 分别给出了射流间距和进气压力对孔口内推力及气体流出质量流量的影响。可以看出 p_{int} 和 H/D_e

如图 10 所示,当 $p_{\text{int}} \geq 1 \text{ MPa}$ 时,在出现压缩受阻位置后的马赫数减小,并且还观察到随 p_{int} 增大,盲孔上方撞击射流区域内马赫数为 0~0.6 的区域在向正激波的位置延伸,这表明在该条件下随着喷嘴欠膨胀程度的增大,入射斜激波和反射波直接接触程度变大,这会导致冲击后能量损失大幅增涨,波后流动受阻程度变大。综上可知 p_{int} 在 1 MPa 附近时,存在着射流结构中入射斜激波和反射波恰好相遇的情况,该接触位置如图 10(d) 中箭头标注所示。并且随着进气压力的持续增大,第一段压缩膨胀波的长度和射流冲击强度变大,使近壁处的钝性冲击压缩受阻程度变大。

同时注意到在实际激光加工过程中,灰渣在从孔口吹出后还会面临孔口粉尘堆积的问题。因此对于气流在冲击表面径向上的流动特性也需展开相应分析。比如当开孔附近冲击壁压力梯度较小时剪切应力会减小,灰渣将在附近出现不同程度的堆积,使得孔口边缘加工质量较差。如图 9(b) 所示,当 $p_{\text{int}} < 1 \text{ MPa}$ 时,壁面上沿 Y 正方向上的压力变化随 p_{int} 增大而增大,当 $p_{\text{int}} > 1 \text{ MPa}$ 时压力继续增大,变化趋势相反。因此 $p_{\text{int}} = 1 \text{ MPa}$ 时,壁表面的剪切流动作用最大。冲击表面气流分布如图 10 所示,可观察到孔口附近壁面上有着等值线轮廓类似叶形的声速区域。当 p_{int} 大于 0.2 MPa 时,其孔口附近壁面上开始出现马赫数为 1~1.2 的一个叶形声速区域,其沿壁面平行方向逐渐延伸,且随 p_{int} 增大而增大;在 p_{int} 为 0.7 MPa 时,出现马赫数为 1.2~1.4 的一个叶形超声速区域,当 p_{int} 为 1 MPa 时,该区域范围最大,且距离小孔边缘最近约 $1.3D_e$,但随着 p_{int} 的继续增大,该区域整体速度呈减小趋势,并且最大速度区域跨度减小且逐渐远离孔口。

对孔内气体流动的影响规律有以下两点。(1)不同 H/D_e 下,气体在小孔内的平均轴向推力 T_{average} 随 p_{int} 增大均呈现出先上升后下降的变化趋势,当 H/D_e 为 3.6 时, T_{average} 在 $p_{\text{int}} = 1.0 \text{ MPa}$ 点处存在最大值,当 H/D_e 分别为 5.6 和 7.6 时, T_{average} 最大值

分别对应于 $p_{\text{int}}=2.0$ MPa 和 $p_{\text{int}}=3.5$ MPa, 上述3点处推力点值相当, 依次为 3.80×10^5 、 3.84×10^5 和 3.77×10^5 Pa, 随间距增大相对波动均小于2%; 气体从盲孔上方流出的质量流量 q_{kout} 随 p_{int} 的变化趋势有所异同, 相同之处为当 p_{int} 分别为1.0、2.0和3.5 MPa时 q_{kout} 与 T_{average} 在该条件下转折相似, 相异之处为在一定 p_{int} 范围内 q_{kout} 的最大值位置不均在这一点, 除 H/D_e 为3.6外, H/D_e 为5.6和7.6条件下 q_{kout} 的最大值均出现在低度欠膨胀射流情况下 ($p_{\text{int}}=0.2$ MPa), 并且上述3个转折点处的 q_{kout} 随 H/D_e 增大而逐渐减小, 3点数值依次为 5.37×10^{-7} 、 4.50×10^{-7} 和 3.40×10^{-7} kg/s, 随射流间距增大相对下降百分比分别为16.2%和24.4%, 如图11中A、B、C三点所示。(2)在不同 p_{int} 条件下, 气体在小孔内的 T_{average} 和 q_{kout} 随射流间距的变化趋势呈现出一定区域性, 在研究的3个射流间距下, p_{int} 在0.5~1.5 MPa时 H/D_e 为3.6较 H/D_e 为5.6和7.6条件下的两个评价参数更大, 该现象在 p_{int} 为1.5~2.5 MPa以及 p_{int} 为2.5~4 MPa的范围内分别出现在中等间距和大间距条件下, 并且在本文研究范围内, 当 $p_{\text{int}}=1$ MPa、 H/D_e 为3.6时盲孔内气体动力学性能表现最佳。

鉴于影响射流冲击带盲孔平板流动过程的因素较多, 因此还需考虑上游冲击射流结构的变化对冲击孔附近流动特性的影响。图12分别给出了 H/D_e 为5.6和7.6条件下不同进气压力下沿 Z 轴轴向压力分布, 其中正激波线将射流在喷嘴出口到冲击表面的区域分为靠近喷嘴的自由射流区域以及靠近冲击表面的撞击射流区域。正激波线是根据计算不同条件下射流马赫数为1的位置得以界定。通过对比图12(a)和图12(b), 可以发现当喷嘴出口射流处于相同欠膨胀状态时, 两个射流间距下喷嘴出口射流在自由射流区域内产生的第一段膨胀压缩过程基本保持一致, 然而发现 H/D_e 为7.6条件下相较于 H/D_e 为5.6在该区域内会多出一段压力稳定段, 如图12(b)中的Stabilisation phase所示, 在该区域内, 射流压力 p/p_∞ 围绕1波动, 这是由于增大射流间距使正激波波前自由射流得到进一步发展。然而随着 p_{int} 增大, 正激波波前入射波发展被减缓, 如图13所示, p_{int} 增大喷嘴欠膨胀程度, 使得第一段膨胀压缩自由射流阶段发展长度增大, 由于撞击射流区域内即靠近盲孔轴向且马赫数为1的等值线作为上边界, 到盲孔顶部作为下边界之间的区域长度变化不大, 因此随 p_{int} 增大入射压缩波发展受阻程度变大。改变射流间距和进气压力对正激波波前流动有着相反的作用, 而该作用也会导致

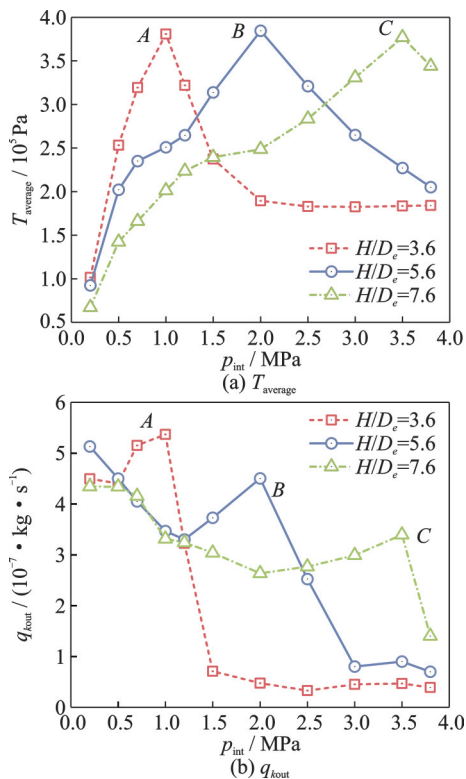


图11 盲孔内平均轴向推力 T_{average} 以及流出质量流量 q_{kout} 随进气压力和射流间距的变化

Fig.11 Variation of mean axial thrust T_{average} and outflow mass flow rate q_{kout} with inlet pressure and jet spacing in blind hole

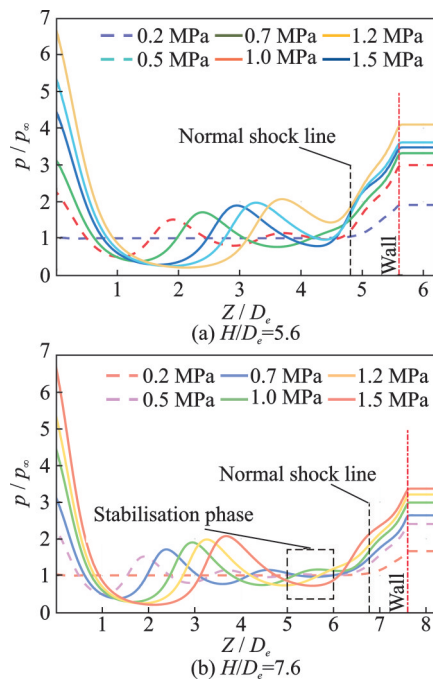


图12 不同进气压力下沿 Z 轴轴向方向上的压力分布

Fig.12 Pressure distribution along the axial direction of Z -axis at different inlet pressures

波后的钝性冲击发生相应改变。图14给出了 p_v/p_n 随射流间距和进气压力的变化折线, 观察到随着射流间距增大, 撞击射流区域内射流冲击程度逐渐减小, 而该情况对应于入射波和反射波相互作用程度

变小,而随着进气压力的增大,该冲击程度大致为变大趋势,且在 H/D_e 为3.6条件下该变化较为明显,即入射波和反射波相互作用程度逐渐变大。由此可知,改变 H/D_e 和 p_{int} 对射流冲击带盲孔结构流场中正激波波前自由射流区域和波后冲击区域的影响是相似的。因此结合上述射流与冲击表面相互作用的分析以及前文中对孔内流动的分析可知,随着射流间距的增大,射流在盲孔上方冲击区域的流动延缓程度增大,此时如果提高喷嘴欠膨胀程度即喷嘴压力可使得流动进一步发展,相应可以提高孔内气体流出质量流量和所受推动

力,使得气体动力学性能得到一定提升,但具有一定限度。

除了对孔内气体流动进行分析,还需考虑射流间距对射流沿冲击表面径向上流动状态的影响。结合2.1节以及图13,通过对比不同 H/D_e 时冲击壁面上亚声速及声速区域的分布,可以看出随着射流间距的增大,冲击表面流动速率整体下降,动量迁移能力也在下降, H/D_e 为3.6时,表面气流马赫数多在1~1.4,而 H/D_e 为5.6和7.6时径向射流马赫数范围分别为1~1.2和0.8~1。因此,要使气体快速流经冲击表面其冲击间距不宜过大。

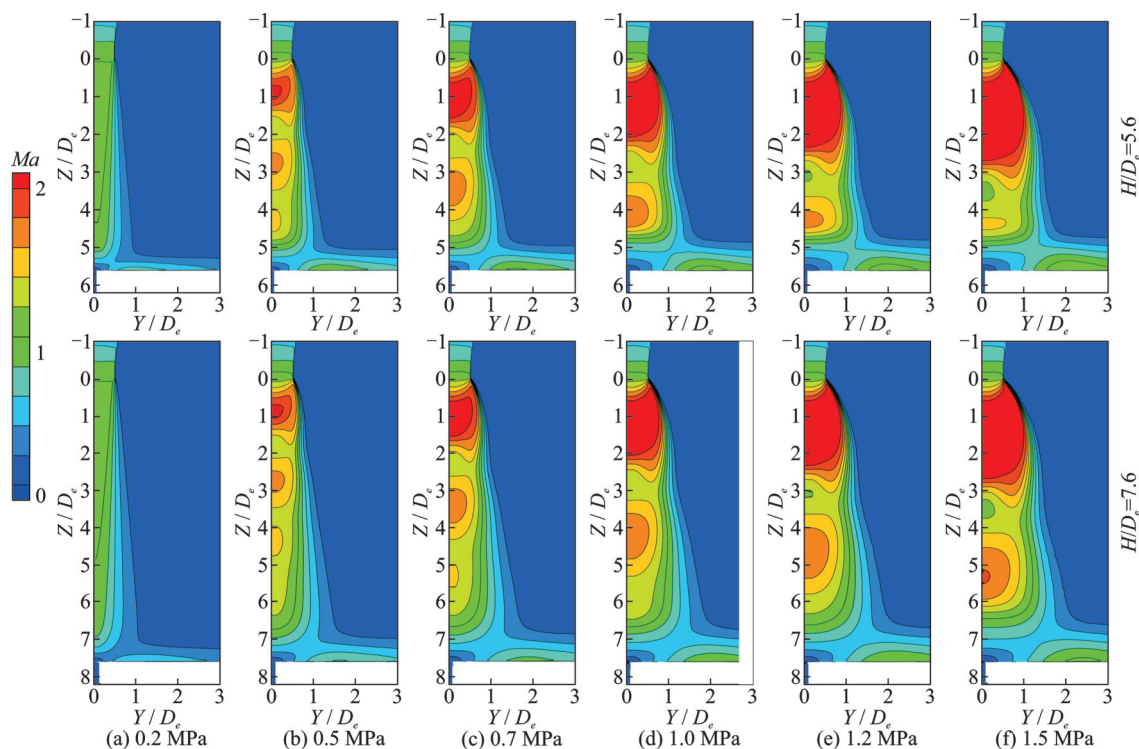


图13 H/D_e 分别为5.6和7.6时射流在ZY平面上的马赫数等值线分布云图

Fig.13 Clouds of Mach number contour distributions of jet in the ZY plane for H/D_e of 5.6 and 7.6

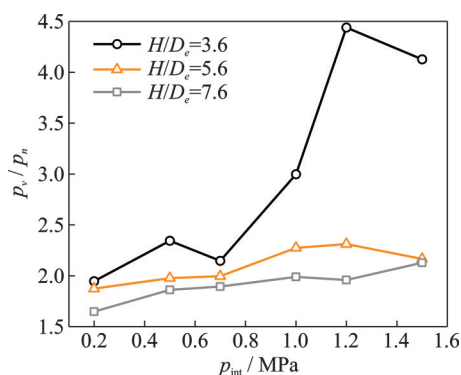


图14 盲孔上方钝性冲击程度随 H/D_e 和 p_{int} 的变化

Fig.14 Variation of degree of blunt impact above blind holes with H/D_e and p_{int}

2.3 冲击角度对流动特性的影响

在 $p_{\text{int}} = 1 \text{ MPa}$ 、 $H/D_e = 3.6$ 的条件下,讨论冲

击角度 α (30° 、 45° 、 60° 、 90°)对孔附近流动特性的影响。

图15给出了不同冲击角度 α 下射流从喷嘴出口流出后的马赫数分布云图和在盲孔附近的流线及速度分布云图。从图15(b)中观察到,当喷嘴与冲击平面呈一定角度时,气体将沿孔的倾斜侧流入并以逆时针旋转涡流的形式从另一侧壁面孔口上沿流出,这表明气体在孔内的流动是具有方向性。表3给出了不同 α 时盲孔流出气体的质量流量,观察到随着 α 的减小, q_{kout} 在逐渐增大。同时从云图中不难观察到随着 α 的减小,盲孔开口上方速度也在逐渐变大。因此相较于垂直冲击射流,喷嘴与冲击平面具有一定角度时气体更易从盲孔顶部流出。针对射流倾斜冲击带盲孔平板结构,射流在倾

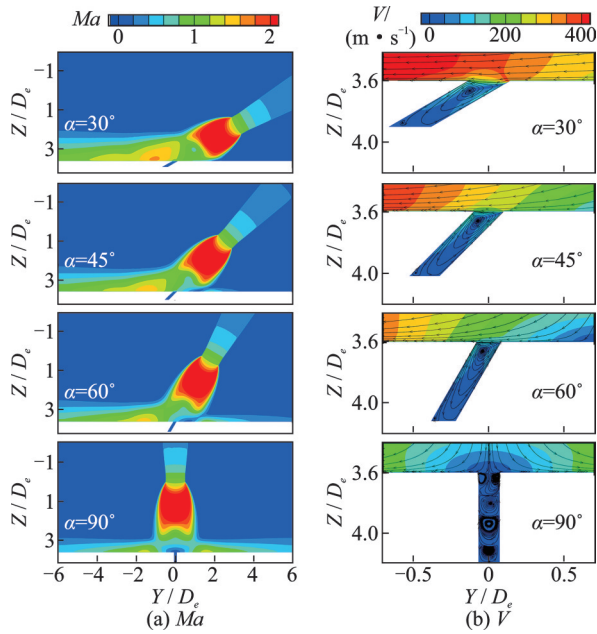


图 15 不同冲击角度下射流流场
Fig.15 Jet flow field at different impact angles

表 3 盲孔流出质量流量随 α 的变化

Table 3 Variation of blind hole outflow mass flow rate with α

$\alpha/(^{\circ})$	90	60	45	30
$q_{\text{out}}/(10^{-6} \text{ kg}\cdot\text{s}^{-1})$	0.53	1.32	2.82	6.78

斜侧和另外一侧产生的反射波是不对称的,如图 15 所示,当射流方向不垂直时,在冲击表面 Y 轴正负方向上的速度分布差异较大,从图 15(a)中观察到,盲孔上方气流速度沿 Y 轴负方向逐渐增大。从图 15(b)中可观察到,在 Y 轴负方向靠近盲孔的位置出现局部速度为超声速的叶形区域,且该速度随 α 减小逐渐增大, $\alpha=60^{\circ}$ 和 45° 时对应马赫数范围为 $1.2\sim 1.6$, $\alpha=30^{\circ}$ 时为 $1.2\sim 1.8$,还发现该区域随 α 减小高度在变大并逐渐向盲孔边缘靠近,因此射流从孔内流出后会很快流到叶形区域并滞止在速度最大的位置,即随 α 减小,气流在倾斜另一侧冲击表面上的一定区域内受到滞止的作用逐渐变大,且区域长度在缩小。

图 16 给出了不同 α 时射流沿喷嘴轴向上的压力分布。发现当 $45^{\circ}\leq\alpha\leq 90^{\circ}$ 时,随 α 减小, Z_p/D_e 为 $3\sim 3.6$ 区域内持续压缩的射流压缩程度在逐渐减小(Z_p 为在喷嘴轴向方向上与喷嘴中心的距离),这表明此时撞击射流区域内冲击后作用仍表现为气流压缩,即速度减小;然而当 α 为 30° 时,射流在该区域内先膨胀,此时射流速度会得到一定的提升,最后在距盲孔较近的位置气流才开始压缩。

图 17 显示了不同 α 时气体在冲击表面上的压力分布。该压力在 Y 轴方向上呈现出明显的分布

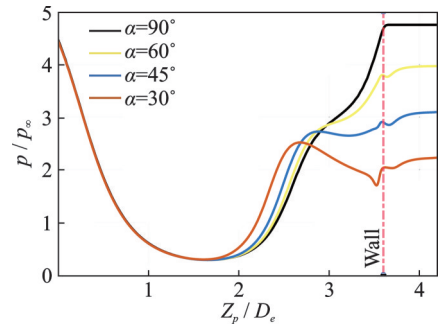


图 16 不同 α 时射流沿喷嘴轴向压力分布

Fig.16 Jet axial pressure distribution along the nozzle at different α

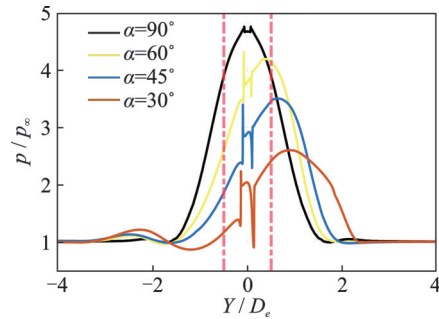


图 17 射流在冲击表面上的压力分布

Fig.17 Pressure distribution of jet on the impact surface

不均,主要体现在以下两点:(1)当 α 减小时,冲击表面的压力峰值逐渐减小,有效压力减小,且峰值所在位置逐渐向倾斜侧偏离;(2)由于气体主要是沿 Y 轴负方向侧从孔口流出,可以看到从 Y 轴负方向上盲孔边缘的壁面压力值膨胀至环境压力过程中曲线走向逐渐变缓,这表明随 α 降低气流在壁面上所受流动剪切力也在逐渐变小。

3 结 论

针对带辅助吹气的锥形激光打孔器在航空发动机热部件冷却孔加工过程中的同轴冲击射流结构,数值模拟研究并分析了进气压力、冲击间距和射流冲击角度 3 个参数对射流与带盲孔平板相互作用的影响,主要研究结论如下:

(1) 当 H/D_e 为 3.6 时,盲孔流出气体质量流量和平均轴向推力以及冲击表面速度随 p_{int} 变大呈先增大后减小的变化趋势。 $p_{\text{int}}=1 \text{ MPa}$ 时流动较好。

(2) 射流压力段在 $0.5\sim 1.2 \text{ MPa}$ 、 $1.2\sim 2.5 \text{ MPa}$ 和 $2.5\sim 4 \text{ MPa}$ 的范围时,就本文研究的 3 个射流间距而言, H/D_e 分别选择 3.6、5.6 和 7.6 时盲孔附近气体流动较其余条件下更好。以 $p_{\text{int}}=1.0 \text{ MPa}$, $H/D_e=3.6$ 为基准,随着 H/D_e 的增大, p_{int} 分别增大到 2 和 3.5 MPa 时孔内平均轴向推力最大且相互之间浮动小于 2% ,但盲孔内流出质量流

量分别减小16.2%和24.4%,与此同时在冲击表面的叶形区域速度由超声速依次降至为声速和亚声速。因此射流间距较大时,为提高盲孔附近气动水平,可以采取适当增大喷嘴压力的手段,但提高相对有限。

(3)倾斜冲击时,盲孔内流动具有较强方向性。随着冲击角度减小,盲孔内流出质量流量逐渐增大, α 为 30° 时较垂直射流提升约11倍。但在冲击表面上气体的剪切流动随冲击角度减小逐渐变弱。

参考文献:

- [1] RIVEIRO A, QUINTERO F, BOUTINGUIZA M, et al. Laser cutting: A review on the influence of assist gas[J]. *Materials*, 2019, 12(1): 157-187.
- [2] 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.
HU Jun, GUO Shaogang, LUO Lei, et al. Dynamic characteristic analysis of impinging jet in laser drilling[J]. *China Journal of Lasers*, 2008, 35(8): 1250-1254.
- [3] RAND C, SPARKES M, O'NEILL W, et al. Optimisation of melt removal in laser cutting[C]//*Proceedings of International Congress on Applications of Lasers & Electro-Optics*. [S.l.]: Laser Institute of America, 2003: 1108-1116.
- [4] TULADHAR U, AHN S H, CHO D W, et al. Numerical modeling of an impinging jet flow inside a thermal cut kerf using CFD and Schlieren method[J]. *Applied Sciences*, 2022, 12(19): 9557-9579.
- [5] DARWISH M, MRNA L, ORAZI L, et al. Numerical modeling and Schlieren visualization of the gas-assisted laser cutting under various operating stagnation pressures[J]. *International Journal of Heat and Mass Transfer*, 2020, 147: 118965-118975.
- [6] IVARSON A, POWELL J, MAGNUSSON C. The role of oxygen pressure in laser cutting mild steels[J]. *Journal of Laser Applications*, 1996, 8(4): 191-196.
- [7] JUN H, GUO S, LEI L, et al. Characteristic analysis of supersonic impinging jet in laser machining[J]. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 2008, 39: 716-724.
- [8] QUINTERO F, POU J, FERNANDEZ J L, et al. Optimization of an off-axis nozzle for assist gas injection in laser fusion cutting[J]. *Optics and Lasers in Engineering*, 2006, 44(11): 1158-1171.
- [9] GUO S, JUN H, LEI L, et al. Numerical analysis of supersonic gas-dynamic characteristic in laser cutting[J]. *Optics and Lasers in Engineering*, 2009, 47(1): 103-110.
- [10] O'NEILL W, STEEN W W. A three-dimensional analysis of gas entrainment operating during the laser-cutting process[J]. *Journal of Physics D: Applied Physics*, 1995, 28(1): 12-18.
- [11] MAN H C, DUAN J, YUE T M. Dynamic characteristics of gas jets from subsonic and supersonic nozzles for high-pressure gas laser cutting[J]. *Optics & Laser Technology*, 1998, 30(8): 497-509.
- [12] MAN H C, DUAN J, YUE T M. Analysis of the dynamic characteristics of gas flow inside a laser cut kerf under high cut-assist gas pressure[J]. *Journal of Physics D: Applied Physics*, 1999, 32(13): 1469-1477.
- [13] MAI C C, LIN J. Flow structures around an inclined substrate subjected to a supersonic impinging jet in laser cutting[J]. *Optics & Laser Technology*, 2002, 34(6): 479-486.
- [14] CHEN K, YAO Y L, MODI V. Gas jet-workpiece interactions in laser machining[J]. *Journal of Manufacturing Science and Engineering*, 2000, 122(3): 429-438.
- [15] CHEN K, YAO Y L. Striation formation and melt removal in the laser cutting process[J]. *Journal of Manufacturing Science and Engineering*, 1999, 18(2): 43-45.
- [16] CHEN K, YAO Y L, MODI V. Gas dynamic effects on laser cut quality[J]. *Journal of Manufacturing Processes*, 2001, 3(1): 38-49.
- [17] KHAN A H, O'NEILL W, TUNNA L, et al. Numerical analysis of gas-dynamic instabilities during the laser drilling process[J]. *Optics and Lasers in Engineering*, 2006, 44(8): 826-841.
- [18] HU J, ZHANG Z, LUO J, et al. Simulation and experiment on standoff distance affecting gas flow in laser cutting[J]. *Applied Mathematical Modelling*, 2011, 35(2): 895-902.
- [19] FAN Z, DONG X, WANG K, et al. Effect of drilling allowance on TBC delamination, spatter and remelted cracks characteristics in laser drilling of TBC coated superalloys[J]. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 2016, 106: 1-10.
- [20] 李朋,贺斌,田东坡,等.超快激光制孔辅助吹气优化的仿真与实验研究[J].*激光技术*, 2018, 42(5): 583-587.
LI Peng, HE Bin, TIAN Dongpo, et al. Simulation and experimental research of auxiliary gas blowing in ultrafast laser hole drilling[J]. *Laser Technology*, 2018, 42(5): 583-587.
- [21] IWAMOTO J. Impingement of under-expanded jets on a flat plate[J]. *Journal of Fluids Engineering*, 1990, 112(2): 179-184.