

高速固体颗粒冲击下 30CrMo 钢的 冲蚀机理测试研究

刘冰^{1a}, 刘旭², 邓宽海^{1a*}, 林元华^{1a,1b*}, 周念涛^{1a}, 梅宗斌³, 李双贵⁴

(1.西南石油大学 a.油气藏地质及开发工程国家重点实验室 b.新能源与材料学院, 成都 610500;
2.四川省天然气管道投资有限责任公司, 成都 610084; 3.四川华宇钻采装备有限公司,
四川 泸州 646000; 4.中国石化西北油田分公司石油工程技术研究院, 乌鲁木齐 830011)

摘要: **目的** 随着中国西北部地区油气勘探开发难度不断增加, 钻井井控装置的节流管汇面临日益严重的高速颗粒冲蚀磨损问题, 为有效支撑节流管汇的冲蚀预测、结构优化以及防冲蚀措施制定等工作的开展。**方法** 依据标准 ASTM-G76, 采用气-固喷嘴冲蚀试验法, 使用空气射流冲蚀试验机, 开展了节流管汇材料 30CrMo 钢的冲蚀试验, 并利用三维显微镜、扫描电镜 (SEM) 等设备, 对试验结果进行了失重分析、三维轮廓分析和微观形貌分析。**结果** 冲蚀速率随冲击角 (15°~90°) 增加而减小, 随颗粒冲击速度 (107~149 m/s) 增加而增大; 冲蚀面积随冲击角增加而减小, 几乎不随颗粒冲击速度变化; 冲蚀深度随冲击角增加而先增大后减小 (在 60°冲击角附近最大), 随颗粒冲击速度增加而增大; 30CrMo 钢的冲蚀机制受冲击角影响, 不受颗粒冲击速度影响; 在低冲击角 (15°、30°) 下以犁削机制为主, 在中等冲击角 (45°) 下以犁削、压实与开裂的混合机制为主, 在高冲击角 (60°、90°) 下则以压实与开裂机制为主。**结论** 高速固体颗粒冲击下 30CrMo 钢的材料移除过程为典型的塑性材料冲蚀行为; 冲击角通过冲蚀机制影响冲蚀速率, 颗粒冲击速度通过颗粒冲击能量影响冲蚀速率; 建立了 30CrMo 钢的冲蚀速率方程, 可直接用于材料抗冲蚀性能的横向对比或冲蚀 CFD 模型建立及仿真模拟; 提升材料耐冲蚀性能及降低磨料质量分布密度可以减小冲蚀深度。

关键词: 冲蚀磨损; 30CrMo; 冲蚀试验; 气固两相流; 冲蚀速率方程; 冲蚀机理

中图分类号: TH117 **文献标识码:** A **文章编号:** 1001-3660(2023)09-0135-11

DOI: 10.16490/j.cnki.issn.1001-3660.2023.09.010

Erosion Mechanism of 30CrMo Steel Impacted by High Speed Solid Particles

LIU Bing^{1a}, LIU Xu², DENG Kuan-hai^{1a*}, LIN Yuan-hua^{1a,1b*},
ZHOU Nian-tao^{1a}, MEI Zong-bin³, LI Shuang-gui⁴

(1. a. State Key Laboratory of Oil and Gas Reservoir Geology and Exploitation, b. School of New Energy and Materials, Southwest Petroleum University, Chengdu 610500, China; 2. Sichuan Natural Gas Investment Co., Ltd., Chengdu 610084, China; 3. Sichuan Hwayoo Petroleum Drilling & Production Co., Ltd., Sichuan Luzhou 646000, China;
4. Sinopec Northwest Petr Bur Engrn Technol Res Inst, Urumqi 830011, China)

收稿日期: 2022-10-25; 修订日期: 2023-08-11

Received: 2022-10-25; Revised: 2023-08-11

基金项目: 国家自然科学基金项目 (52074232); 四川省自然科学基金重点项目 (2022NSFSC0028); 四川省青年科学基金 (2022NSFSC0994)

Fund: National Natural Science Foundation of China (52074232); Sichuan Science and Technology Program (2022NSFSC0028); Sichuan Youth Science Foundation (2022NSFSC0994)

引文格式: 刘冰, 刘旭, 邓宽海, 等. 高速固体颗粒冲击下 30CrMo 钢的冲蚀机理测试研究[J]. 表面技术, 2023, 52(9): 135-145.

LIU Bing, LIU Xu, DENG Kuan-hai, et al. Erosion Mechanism of 30CrMo Steel Impacted by High Speed Solid Particles[J]. Surface Technology, 2023, 52(9): 135-145.

ABSTRACT: With the increasing difficulty of oil & gas exploration and development in Northwest China, the choke manifold of drilling well control device is facing an increasingly serious problem of high-speed particle erosion. In order to predict the erosion rate of choke manifold and put forward protective measures, it is necessary to clarify the erosion behavior of its material 30CrMo steel.

On the basis of ASTM-G76 standard, the erosion experiment of 30CrMo steel is conducted by using the air jet erosion tester. The nozzle diameter of the tester is 1.5 mm, and the nozzle is 10 mm away from the sample surface. The erosive agent is angular alumina particles with median particle size of about 50 μm . The particle mass flow rate in all tests is equal to 1.55 g/min (measured value). The impact velocity of particles is measured by the double disk method. Then the weight loss analysis, three-dimensional profile analysis and microscopic morphology analysis of the experimental results are carried out in proper sequence by using three-dimensional microscope, scanning electron microscope (SEM) and other equipments.

The results of weight loss analysis show that the erosion rate decreases with the increase of impact angle (15° - 90°), and increases with the increase of impact velocity (107-149 m/s). The erosion rate equation of 30CrMo steel is established by using these experimental data.

The results of 3D profile analysis show that the erosion area decreases with the increase of impact angle, and remains unchanged with the increase of impact velocity. The particles ejected by the nozzle have a small radial diffusion phenomenon. The erosion depth first increases and then decreases with the increase of impact angle (maximum at 60° impact angle), and increases with the increase of impact velocity. The factors affecting the erosion area are the impact angle and nozzle cross-sectional area, and the factors affecting the erosion depth are the erosion rate (material erosion characteristics) and the abrasive mass distribution density.

The mechanism analysis shows that the ploughing mechanism is dominant for 30CrMo steel at low impact angle (15° , 30°); The mixing mechanism of ploughing, compaction and cracking is dominant at medium impact angle (45°), and the compaction and cracking mechanism is dominant at high impact angle (60° , 90°). The erosion mechanism is obviously different under different impact angles, and the erosion mechanism presents a regular transition phenomenon with the increase of impact angle. In addition, the erosion mechanism is not affected by the impact velocity.

To sum up, the material removal mechanism of 30CrMo steel impacted by high speed solid particles is typical plastic material erosion behavior. The impact angle affects the erosion rate through erosion mechanism, and the impact velocity affects the erosion rate through particle impact energy. The erosion rate equation of 30CrMo steel is established, which can be directly used for the lateral comparison of erosion resistance of materials or the establishment and simulation of erosion CFD model. The erosion depth can be reduced by improving the erosion resistance of materials or reducing the abrasive mass distribution density.

KEY WORDS: erosion wear; 30CrMo; erosion experiment; gas-solid flow; erosion rate equation; erosion mechanism

作为节流管汇的常用材料, 30CrMo 钢的固体颗粒冲蚀磨损是高压、高产气井在勘探开发中面临的安全隐患之一(如图 1 所示)。节流管汇作为井控装置的核心设备, 其工作过程中的可靠性是实现高效安全钻井的关键。随着中国西北部油气勘探开发作业中深井、超深井等高难度井数量的增加, 节流管汇面临的冲蚀风险也日益增大^[1-2]。在平衡地层压力的施工过程中, 节流管汇中的流体流速很高, 在一些工况下, 携砂流体最大速度可达 100 m/s 以上^[3-4], 加之钻井液中含有的大量加重材料和从井底喷出的砂屑, 在高速携砂流体冲刷下节流管汇面临十分严重的冲蚀磨损问题。掌握 30CrMo 钢在高速颗粒冲击下的冲蚀特性是进行节流管汇冲蚀磨损预测并提出防冲蚀措施的前提和基础。

冲蚀磨损是指大量微小的固体颗粒以一定的速度和角度撞击设备壁面造成材料损失的一种物理现



图 1 节流管汇的冲蚀磨损
Fig.1 Erosion morphology of choke manifold

象。材料的冲蚀特性研究多采用喷嘴冲蚀试验法^[5-14]。该方法着重关注颗粒撞击材料的过程, 可以将试验装置的参数设置与颗粒撞击的初始条件直接关联, 从而以设定的颗粒撞击初始条件来归纳试验结果, 完成材料的冲蚀特性评价。根据颗粒承载介质类型的不同, 喷嘴冲蚀试验法又可以分为气固喷嘴冲蚀试验法和液固喷嘴冲蚀试验法。由于液固喷嘴冲蚀试验中“停滞区”的存在^[15], 颗粒撞击的初始条件与试验设定的条件存在一定偏差, 其试验结果的准确性也就不如气固喷嘴冲蚀试验。下文中, 颗粒冲击速度指颗粒撞击靶材表面前一瞬间的颗粒速度, 冲蚀速率指单位质量颗粒撞击靶材造成的靶材质量损失。

目前, 国内研究人员多采用液固喷嘴冲蚀试验法, 而气固喷嘴冲蚀试验法则鲜见报道。樊建春等^[16-17]以液固喷嘴冲蚀试验法, 在小于 45 m/s 的颗粒冲击速度范围内, 分析了不同试验条件(冲击角、拉伸应力等)对 35CrMo 钢冲蚀速率的影响规律。王国荣等^[18]以液固喷嘴冲蚀试验法, 在 83 m/s 颗粒冲击速度下, 研究了 40Cr 的冲蚀行为。姚军等^[19-22]以液固喷嘴冲蚀试验法, 在 10 m/s 颗粒冲击速度下, 得到了 316 不锈钢、304 不锈钢、Q345 钢和 X80 管线钢等钢材的冲蚀机理。

国外即有研究人员采用液固喷嘴冲蚀试验法, 也有人采用气固喷嘴冲蚀试验法, 例如, Lin 等^[5]以砂和玻璃珠为冲蚀剂, 使用气固喷嘴冲蚀试验装置, 研究了在不同冲击角下颗粒的粒度、形状和流量对 SS 316 钢冲蚀机理的影响。Vyas 等^[9]在不同冲击角(30°和 90°)、颗粒冲击速度(14.7 m/s 和 30.6 m/s)和泥浆浓度(0.5%和 2.28%)条件下, 对 316 不锈钢进行了泥浆射流冲蚀试验, 指出冲击角对冲蚀速率和表面粗糙度的影响是最大的。Camacho 等^[23]评估了 AISI 304、316 和 420 不锈钢的气固冲蚀行为, 发现 AISI 420 具有更高的抗冲蚀性。Nguyen 等^[15]以氧化铝砂和水形成的泥浆为冲蚀剂, 对不锈钢 SUS-304 试样进行了液固喷嘴冲蚀试验, 得到了冲蚀速率随时间和颗粒冲击速度的变化规律以及“W”形冲蚀坑; 同时, Nguyen 等^[24]还开展了不锈钢 SUS-304 试样在高速冲击下的气固喷嘴冲蚀试验, 得到了冲蚀速率随时间和冲击角的变化规律以及“V”形冲蚀坑。Islam 等^[25-26]对多种管线钢(包括 AISI 1018、AISI 1080、API X70 等)展开不同冲击角和颗粒冲击速度(36~81 m/s)下的气固喷嘴冲蚀测试, 并详细描述了不同试验条件下冲蚀机制的变化情况。Okonkwo 等^[14,27]在不同颗粒冲击速度(20~80 m/s)下对 API X40 和 API X120 钢进行了气固喷嘴冲蚀试验, 除微观形貌分析外, 还对冲蚀坑进行了宏观轮廓分析。Singh 等^[28]分别在室温和 400 °C 下, 对多种锅炉材料钢开展了气固喷嘴冲蚀测试, 对比了不同钢材的冲蚀速率, 并分析了冲蚀机理。

综上所述, 国内罕见 100 m/s 以上的冲蚀试验研究, 国外也只有少部分文献有所涉及。究其原因, 一方面与其研究需求有关, 即大部分文献面对的实际工况中颗粒冲击速度小于 100 m/s^[5,9,14,16-23,27-28]; 另一方面与其试验平台的性能参数有关, 文献中的冲蚀试验设备大多为实验室自研, 最大颗粒冲击速度也无法达到 100 m/s^[16-22]。因此, 本文基于实际需要, 从国外订制了极限颗粒冲击速度达 200 m/s 的冲蚀试验平台, 依据标准 ASTM-G76, 采用气固喷嘴冲蚀试验法, 研究了高速颗粒冲击下 30CrMo 钢的冲蚀行为, 利用三维显微镜等观测设备, 得到了冲击角和颗粒冲击速度对冲蚀速率、冲蚀面积和冲蚀深度的影响规律。此外, 还通过 Matlab 软件拟合得到了 30CrMo 钢的冲蚀速率模型, 为节流管汇 CFD 冲蚀仿真模拟提供了支撑。通过 SEM 得到了 30CrMo 钢的冲蚀微观形貌特征, 分析了冲击角和颗粒冲击速度对冲蚀机理的影响。本文研究完善了冲蚀磨损理论, 弥补了国内气固喷嘴冲蚀试验研究的不足, 研究结果可为节流管汇的冲蚀预测、结构优化以及防冲蚀措施的制定提供有效支撑。

1 试验装置与方法

1.1 空气射流试验台

在本研究中, 使用符合 ASTM-G76 标准的空气射流冲蚀试验台(如图 2 所示, 喷嘴距离试片 10 mm, 喷嘴直径 1.5 mm)研究了 30CrMo 钢的固体颗粒冲蚀行为。该试验机以活塞式空压机提供气源和压力, 并使用冷冻式干燥机去除气流中的水分, 保证气流的干燥, 防止装置和磨料颗粒受潮。所有试验均在室温下进行, 且在试验前对设备进行了标定, 以保证其精度满足 ASTM-G76 标准要求。此外, 采用双圆盘旋转法^[29]测定了装置在不同气压设置下的颗粒速度, 精度为 ± 2 m/s。每隔 20 次试验定期检查一次颗粒质量流量和颗粒速度, 以保证试验条件的准确和稳定。



图 2 空气射流试验台

Fig.2 Photograph of air jet erosion tester

1.2 试样准备

采用精密激光切割机从节流管汇上切割试样,将试样加工成 25 mm×25 mm×5 mm 和 20 mm×20 mm×5 mm 的尺寸,并打磨至 2000 粒度砂纸的表面精度,然后使用 SR200 型 Starrett 表面粗糙度测试仪测量试

样表面粗糙度,以确保满足标准要求。采用直读光谱仪测定了试样的化学成分,如表 1 所示,符合 30CrMo 钢材牌号的成分要求。对试样进行硬度测试,取 5 次测试的平均值为 184HBW 10/1500。每次试验前后,将试样在丙酮中超声清洗 10 min,干燥后称量,精确至 0.01 mg。

表 1 试样的化学成分
Tab.1 Chemical composition of the sample

									wt. %
C	Si	Mn	P	S	Cr	Mo	Ni	Cu	Fe
0.30	0.35	0.44	0.007	0.005	1.08	0.19	0.014	0.017	97.4

1.3 磨料

依据 ASTM-G76 标准,磨料为中值粒径 50 μm 含棱角的 Al_2O_3 颗粒,莫氏硬度为 9,与钨钢(又称硬质合金)为同一莫氏硬度级别。取样 3 次,由激光粒度分析仪测得粒度分布如图 3 所示,其中颗粒中值粒径为 47.5 μm ,即约 50% 的颗粒粒径大于 47.5 μm ,20~80 μm 粒径的颗粒占 91.41%,39.9~63.2 μm 粒径的颗粒占 46.79%,满足 ASTM-G76 标准要求。另外,由 SEM 观察得到颗粒的形貌如图 4 所示,可见所有颗粒均呈不规则的棱角形,可最大限度的模拟苛刻工况对材料的冲蚀磨损。试验前,将砂粒放入 150 $^{\circ}\text{C}$ 干燥箱干燥至少 2 h,中途搅拌 1 次,确保排干水份。

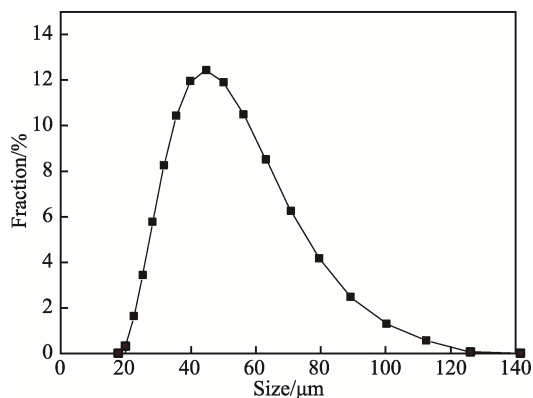


图 3 砂粒粒度分布

Fig.3 Particle size distribution of sand feed

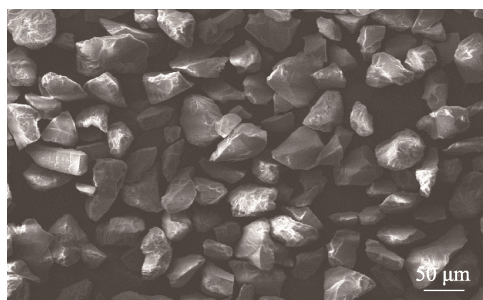


图 4 砂粒形貌

Fig.4 Morphology of sand particles

1.4 试验条件

依据 ASTM-G76 标准,试验时间选为 10 min。为获得准确的测试结果,每个试验条件下使用 5 个平行样。首先在 128 m/s 颗粒冲击速度下,分别开展 15 $^{\circ}$ 、30 $^{\circ}$ 、45 $^{\circ}$ 、60 $^{\circ}$ 和 90 $^{\circ}$ 冲击角的冲蚀测试;然后在 90 $^{\circ}$ 冲击角下,分别开展 107、117、128、135、149 m/s 颗粒冲击速度的冲蚀测试。所有试验中保持颗粒质量流量 1.55 g/min(实测值)不变。

1.5 测试方法

试验结束后,冲蚀速率按照如下方法测定:分别称量试验前和试验后的试样质量,求得试样质量损失 M_{loss} ,并根据试验台的磨料质量流量设置求得试验所用的磨料质量 M_{ab} ,从而可得冲蚀速率 $E=M_{\text{loss}}/M_{\text{ab}}$ 。此外,使用三维显微镜(型号 Bruker ContourGT-InMotion GTK-16-0314)测量不同冲蚀条件下试样的冲蚀面积和冲蚀深度,并使用 SEM 揭示不同冲击角和颗粒冲击速度下试样表面的微观形貌特征,明确冲蚀机理。

2 结果与分析

2.1 冲蚀速率

表 2 为 30CrMo 钢在不同冲击角下的冲蚀速率,颗粒冲击速度为 128 m/s。由表 2 可知,在 15 $^{\circ}$ ~90 $^{\circ}$ 冲击角范围内,冲蚀速率随着冲击角的增加而逐渐减小,15 $^{\circ}$ 冲击角的冲蚀速率最大,但 15 $^{\circ}$ 和 30 $^{\circ}$ 冲击角的冲蚀速率相差很小。这一观察结果与其他塑性材料的发现一致^[23-26]。表 3 为 30CrMo 试样在不同颗粒冲击速度下的冲蚀速率,冲击角度为 90 $^{\circ}$ 。由表 3 可知,冲蚀速率随着颗粒冲击速度的增加而增大。由此可知,在 107~149 m/s 的高速冲蚀区间,30CrMo 钢的冲蚀速率随冲击角和颗粒冲击速度的变化情况符合塑性材料的普遍规律^[23-26],表明颗粒冲击速度的有限增加不会影响塑性材料冲蚀速率的变化规律。

采用 Ahlert 等^[30]的冲蚀模型(如式(1)和式(2)所示)对试验数据进行拟合,拟合得到的各参数如表 4 所示。图 5 和图 6 显示了拟合曲线与试验数据的对比。其中,冲击角拟合公式的确定系数 R^2 为 0.97,颗粒冲击速度拟合公式的确定系数 R^2 为 0.99,表明该冲蚀速率方程与试验数据吻合良好。颗粒冲击速度指数为 2.7,符合塑性材料的规律^[31]。所建立的冲蚀速率方程可为 30CrMo 钢的 CFD 冲蚀模拟提供支撑,或用于对比不同材料的抗冲蚀能力。

$$E = K \cdot f(\alpha) \cdot v^n \tag{1}$$
$$f(\alpha) = \begin{cases} A \cdot \alpha^2 + B \cdot \alpha & \alpha < \phi \\ a \cdot \cos^2 \alpha \cdot \sin(b \cdot \alpha) + c \cdot \sin^2 \alpha + d & \alpha \geq \phi \end{cases} \tag{2}$$

式中: E 为冲蚀速率, mg/g ; K 为粒径参数,无量纲; $f(\alpha)$ 为冲击角函数,无量纲; α 为冲击角, rad ; v 为颗粒冲击速度, m/s ; n 为颗粒冲击速度指数,无量纲; A 、 B 、 a 、 b 、 c 、 d 和 ϕ 为冲击角参数,无量纲。

2.2 冲蚀面积

冲蚀面积表示冲击颗粒在试样表面撞击点的散

布范围。由于喷嘴冲蚀试验往往重点关注冲蚀速率与冲蚀机理,因此极少见文献中有关于冲蚀面积的描述,但掌握冲蚀面积随冲击角和颗粒冲击速度的变化规律不仅有助于理解冲蚀试验的运作原理,还可以为后续的冲蚀深度分析提供支撑。利用三维显微镜,测算了不同试验条件下试样表面的冲蚀面积,如图 7 所示。由图 7 可知,在同一冲击角(90°)下,不同颗粒冲击速度的冲蚀面积近似相等,说明颗粒冲击速度的变化对颗粒空间分布几乎没影响。但是在同一颗粒冲击速度(128 m/s)下,冲蚀面积随冲击角增大而减小。为分析产生该现象的原因,通过三维显微镜扫描得到了不同冲击角下的冲蚀区域,并绘制了喷嘴出口在试样投影区域的轮廓图,如图 8 所示。

由图 8 可知,冲蚀面积整体呈椭圆形,只在轮廓边缘有少量的不规则现象,这与喷嘴射出颗粒的方向随机性有关,在冲蚀面积计算中可忽略不计,故而利用三维显微镜的标尺分别测量出冲蚀面积的长轴长和短轴长,再根据椭圆面积计算公式即可求得冲蚀面积。由图 8 还可发现,随冲击角增大,喷嘴出口在试样表面的投影面积减小,也即理论上喷嘴射出的颗粒可以撞击到的区域减小,从而导致冲蚀面积随冲击角

表 2 不同冲击角下的冲蚀速率
Tab.2 Erosion rate under different impact angles

Impact angle ($^\circ$)	15	30	45	60	90
$E/(10^{-3} \text{ mg} \cdot \text{g}^{-1})$	501±7	488±15	447±21	413±7	318±12

表 3 不同颗粒冲击速度下的冲蚀速率(冲击角 90°)
Tab.3 Erosion rate under different impact velocity at 90° impact angle

Impact velocity/($\text{m} \cdot \text{s}^{-1}$)	107	117	128	135	149
$E/(10^{-3} \text{ mg} \cdot \text{g}^{-1})$	205±9	242±14	318±11	379±27	478±18

表 4 冲蚀速率方程的拟合参数
Tab.4 Fitting parameters of the erosion rate equation

Parameter	K	n	A	B	a	b	c	d	ϕ
Value	1.02×10^{-9}	2.70	-13.67	7.39	0.26	1.5	-0.26	0.92	$\pi/12$

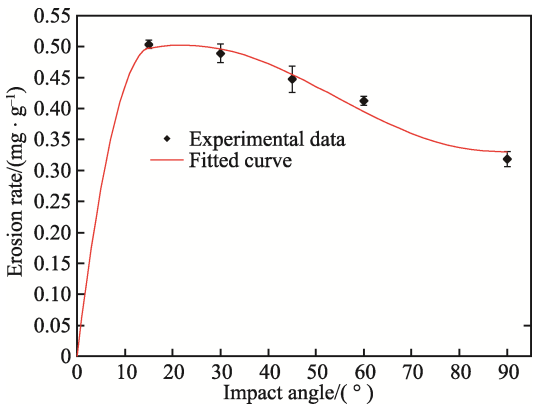


图 5 不同冲击角下拟合曲线与试验结果对比
Fig.5 Experimental results vs. fitting curve at different impact angles

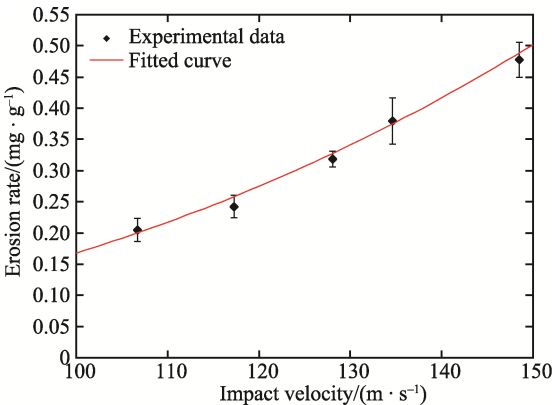


图 6 不同颗粒冲击速度下拟合曲线与试验结果对比
Fig.6 Experimental results vs. fitting curve at different impact velocities

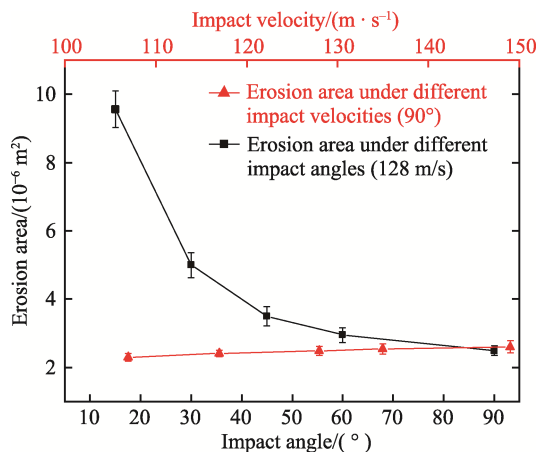


图 7 不同试验条件下的冲蚀面积
Fig.7 Erosion area under different experimental conditions

增大而减小。此外, 冲蚀区域在 15°~60°冲击角下为椭圆形, 在 90°冲击角时为圆形。即随着冲击角增大, 椭圆的短轴长不变, 长轴长逐渐减小, 直至等于短轴长。其中, 椭圆的短轴长约等于喷嘴直径, 长轴长约等于喷嘴直径乘以冲击角正弦值。虽然相同冲击角下冲蚀区域和投影区域的轮廓形状基本一致, 但对比长轴尺寸标注可知, 冲蚀面积略大于投影面积, 这说明颗粒在射出喷嘴后, 在 10 mm 的轴向距离上出现了小幅度的径向扩散。

2.3 冲蚀深度

冲蚀深度指冲蚀坑在试样表面垂直方向上的最大深度。如同冲蚀面积, 公开文献中关于冲蚀深度的

研究也不多见, 在标准 ASTM-G76 中也只将冲蚀深度当作衡量试验准确性的一个指标, 但是了解冲蚀深度的变化规律对于工程应用具有不可替代的现实意义。利用三维显微镜, 测量了不同试验条件下的冲蚀深度, 如图 9 所示。由图 9 可见, 随着颗粒冲击速度增加, 冲蚀深度增大; 随着冲击角增加, 冲蚀深度先增大后减小, 在 60°冲击角附近达到最大冲蚀深度。在单一变量条件下, 颗粒冲击速度越大, 冲蚀速率越高, 加之冲蚀面积相同, 故冲蚀深度随颗粒冲击速度的增加而变大是显而易见的, 但冲蚀深度随冲击角变化规律的成因需要进一步分析。

不同冲击角下冲蚀坑的三维轮廓如图 10 所示。由图 10 可见, 在各冲击角度下, 冲蚀坑整体近似呈半椭球形, 边缘则呈外扩喇叭口形状, 且随着冲击角减小, 椭球长轴长增加, 逐渐演变为一浅窄的沟槽; 冲蚀坑表面明显存在微小颗粒撞击后的痕迹, 呈凹凸不平的丘陵状, 这些痕迹的尺寸及其形成机理需要通过微观形貌分析来获得。此外, 与其他冲击角不同, 15°冲击角下冲蚀坑以外的表面也出现了明显倾斜, 并与试样平面夹角约为 0.09°。这是由于试样倾角过大, 部分高速颗粒沿试样表面滚落滑擦去除了少量材料。

由于冲蚀坑的形状不规则, 无法通过冲蚀体积 (由冲蚀失重计算) 和冲蚀面积直接计算冲蚀深度。但是, 可认为冲击角通过冲蚀失重和冲蚀面积两个因素间接的影响了冲蚀深度, 因此用冲蚀失重除以冲蚀面积, 得到一个新的指标——单位面积冲蚀失重 M_s , 又由于冲蚀速率 $E = M_{\text{loss}}/M_{\text{ab}}$, 因此可得公式如下:

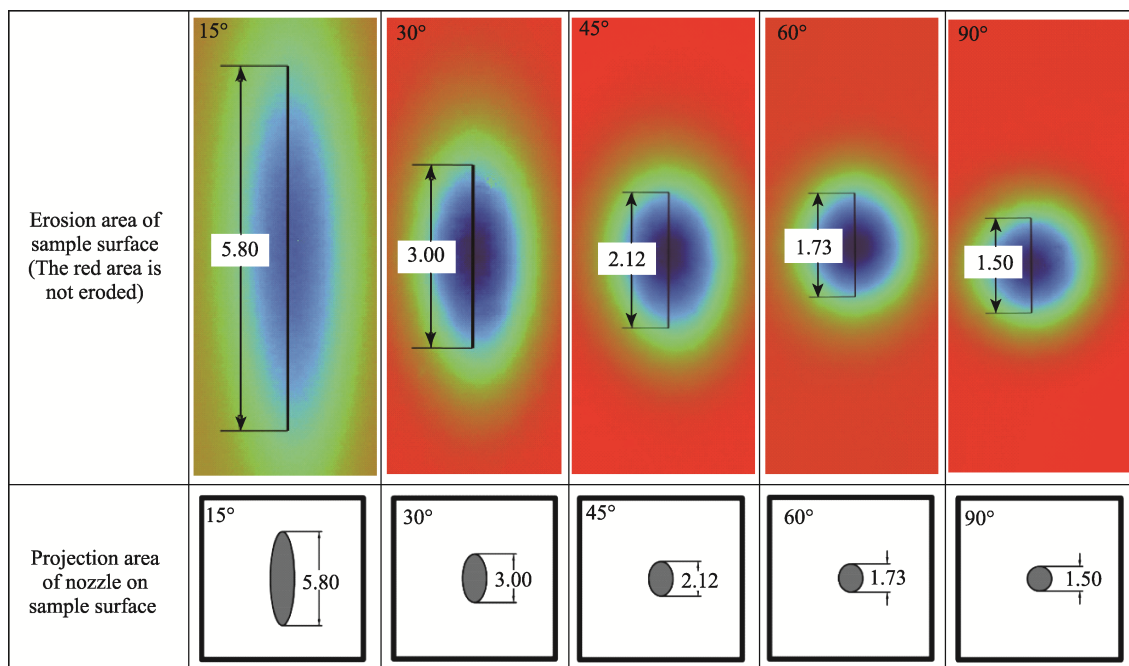


图 8 不同冲击角下冲蚀区域与投影区域对比 (mm)
Fig.8 Comparison of erosion area and projection area under different impact angles (mm)

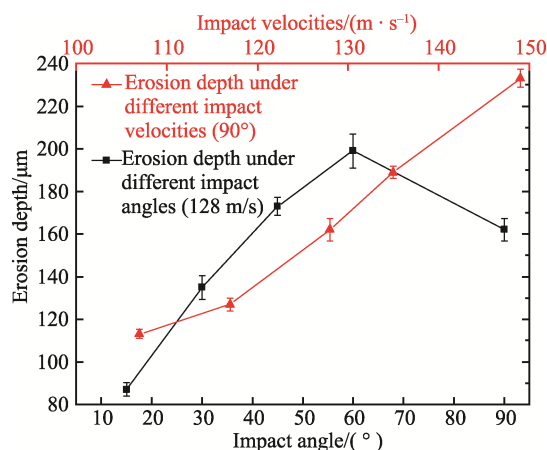


图 9 不同试验条件下的冲蚀深度
Fig.9 Erosion depth under different experimental conditions

$$M_s = \frac{M_{\text{loss}}}{S_E} = \frac{E \cdot M_{\text{ab}}}{S_E} = E \cdot M'_{\text{ab}} \quad (3)$$

式中: M_s 为单位面积冲蚀失重, g/mm^2 ; M_{loss} 为试样总冲蚀失重, g ; S_E 为试样总冲蚀面积, mm^2 ; E 为冲蚀速率, g/g ; M_{ab} 为试样消耗的总磨料质量, g ; M'_{ab} 为单位面积上消耗的磨料质量, g/mm^2 。

由式 (3) 可知, M_s 值还等于冲蚀速率与单位面积上撞击的磨料质量之积。表明 M_s 不仅体现了材料

冲蚀特性, 还包含了磨料质量分布密度的影响。显然, M_s 的值越大, 单位面积上材料体积损失越大, 冲蚀深度也就越大。各冲击角下单位面积冲蚀失重如图 11 所示, 可见 M_s 随冲击角的变化规律与冲蚀深度完全相同。由此可知, 单位面积冲蚀失重, 也即冲蚀速率 (材料冲蚀特性) 和磨料质量分布密度, 是决定冲蚀深度的根本因素。提升材料耐冲蚀性能及降低磨料质量分布密度可以有效减小冲蚀深度。

通过上述结果还可发现, 30CrMo 钢的冲蚀速率随冲击角增加而减小, 在约 15° 冲击角达到最大值, 但是, 冲蚀深度随冲击角增加而先增大后减小, 在约 60° 冲击角达到最大值。2 个参数随冲击角的变化规律几乎完全不同。这意味着, 在射流工况下, 30CrMo 钢在冲蚀速率更低的高冲击角下反而比冲蚀速率更高的低冲击角更容易发生冲蚀失效 (穿孔/刺漏失效)。

然而, 在节流管汇的工作环境中, 几乎不会出现射流工况。首先冲蚀作用的壁面往往不是平面, 而是各种管道曲面, 其次颗粒的空间分布和速度分布也与喷嘴冲蚀试验完全不同。因此, 喷嘴冲蚀试验的目的仍然是评价材料的冲蚀特性, 分析材料的冲蚀机制, 为现场冲蚀选材或冲蚀服役寿命预测等提供支撑。

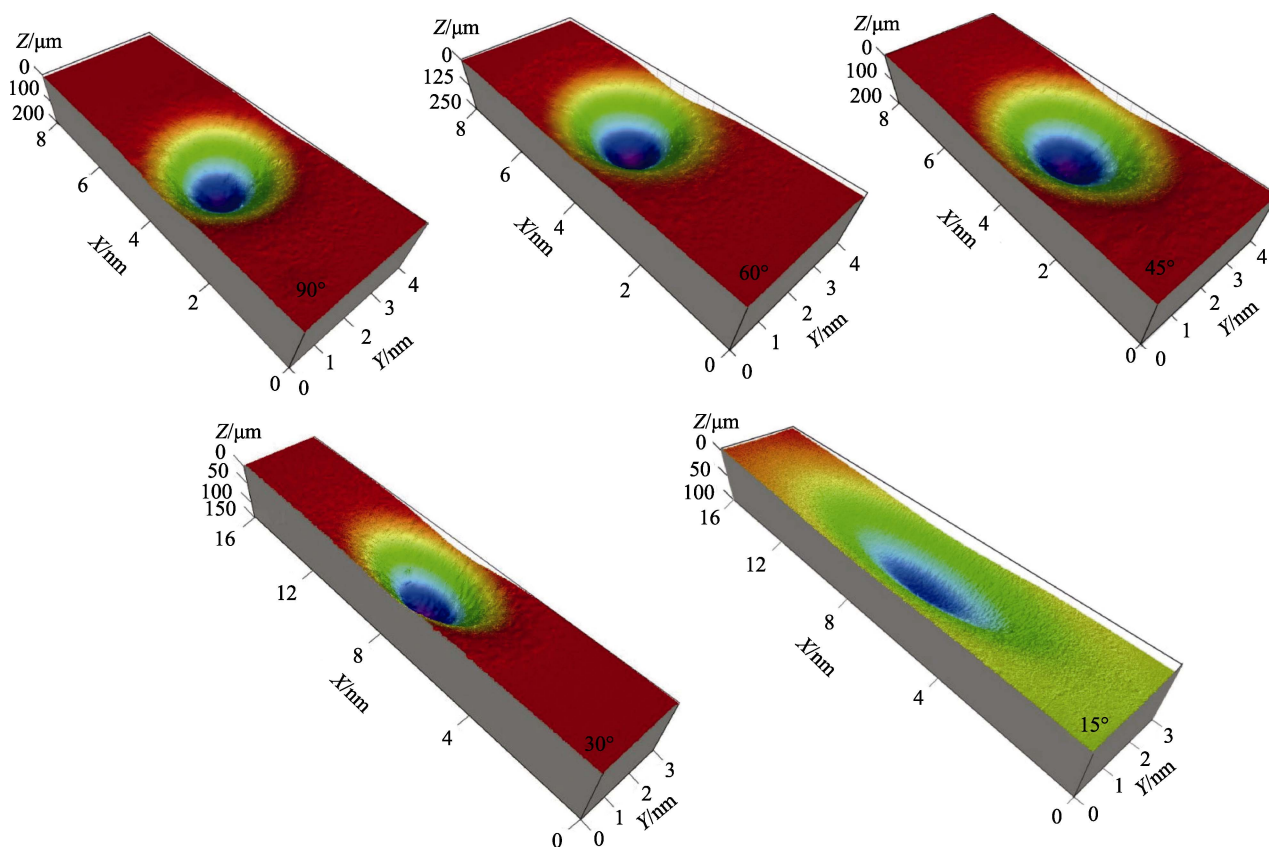


图 10 不同冲击角下冲蚀坑的三维轮廓图
Fig.10 3D surface profile of eroded samples at different impact angles

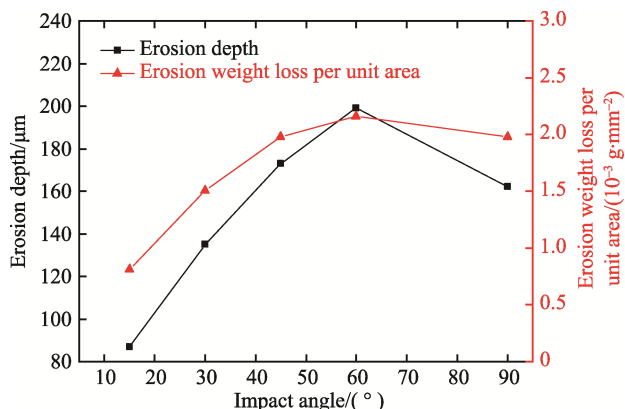


图 11 不同冲击角下的冲蚀深度与单位面积冲蚀失重对比

Fig.11 Erosion depth vs. weight loss per unit area under different impact angles

3 冲蚀机理分析

3.1 不同冲击角下的冲蚀机理

为弄清材料移除机制,掌握 30CrMo 钢的冲蚀机理,以支撑冲蚀速率结果,使用 SEM 对冲蚀后试样的微观形貌特征展开分析。图 12 给出了放大 3 000 倍后各冲击角下 30CrMo 钢的微观冲蚀形貌(颗粒冲击速度 128 m/s)。

图 12a 为 15°冲击角下的微观形貌特征。可以看出,材料移除机制以犁削为主,还有极少量的压痕,属于塑性材料在低冲击角下的典型冲蚀特征^[5,8]。在犁削机制下材料的移除可分为两个阶段:第一阶段,颗粒以低角度撞击材料表面形成微小的沟槽,原位置的材料被挤到沟槽的边缘形成唇形凸起(图 12a 中可以看到大量清晰、完整的唇形凸起);第二阶段,唇形凸起被后续颗粒移除(图 12a 中可以看到部分唇形凸起已经快要脱落)。此外,有些沟槽形状完整,是由于在犁削完成后颗粒离开材料表面时切向速度分量仍然存在,法向反弹导致了犁削停止。还有些沟槽只形成了一半,这是由于在犁削未完成时颗粒切向速度分量已经为 0,切向冲击能量消耗殆尽导致犁削停止。这两种沟槽与 Islam 等^[13]得到的管线钢在低冲击角下的沟槽外形极为相似。极少量的压痕是由于棱角状颗粒以棱角直接撞击、挤压材料表面引起塑性变形形成的。

图 12b 为 30°冲击角下的微观形貌特征。可以看出,材料移除机制仍以犁削为主,辅以极少量的压痕和开裂。与图 12a 对比,可以看到犁削形成的沟槽长度变短。这是由于颗粒的入射角更大,垂直于材料表面的法向速度分量变大,颗粒由入射到反弹经历的时间缩短,犁削材料的时间变短导致。同时,由于颗粒附带了更大的法向冲击能量,可以看到犁削造成的唇形凸起宽度变大。因此,沟槽长度缩短并没有导致更

少的材料移除。这解释了为何 15°和 30°冲击角下冲蚀速率相差很小,因为两种情况下材料移除机制相同,材料移除消耗的能量相同。此外,与图 12a 相比,还可观察到少量的开裂。这是由于颗粒的反复撞击,导致靶材表面变形不均匀,当靶材表面或亚表面的非均匀应力超过材料承受极限便萌生了裂纹,并因持续的颗粒撞击使得裂纹扩展导致了部分材料脱落,从而形成了清晰可见的裂纹缝隙。

图 12c 为 45°冲击角下的微观形貌特征。可以看出,材料移除机制以犁削、压实与开裂为主,辅以少量压痕。与图 12a 和图 12b 相比,犁削造成的沟槽数量大幅减少,同时出现了大量的压实与开裂,压实与开裂属于塑性材料在高冲击角下的典型冲蚀特征^[13,23]。其中,压实是由较为平整的颗粒表面以较小的切向速度分量和较大的法向速度分量撞击材料表面造成的,属于一种塑性变形。压实作用会导致附近的局部形变不均匀,从而在周围的表面区域及亚表面区域产生横向的剪切应力。在反复的压实作用下,这种剪切应力超过了材料能承受的极限从而导致裂纹的萌生和扩展,即开裂现象。此外,棱角状颗粒犁削造成的沟槽更深,这是由于颗粒的法向冲击能量更大所致。可见,45°冲击角下试样表面同时出现了属于低冲击角下的犁削机制和属于高冲击角下的压实与开裂机制。其原因在于随着冲击角增加,颗粒的切向冲击能量不断减小、法向冲击能量不断增大,使得材料移除机制出现了低、高冲击角之间的过渡现象。

图 12d 为 60°冲击角下的微观形貌特征。可以看出,材料移除机制以压实与开裂为主,辅以少量压痕和极少量犁削。与图 12c 相比,犁削形成的沟槽数量进一步减少,压实作用引起的变形区域进一步增大,由此引发的开裂更加严重,压实与开裂成为主要的材料移除方式。

图 12e 为 90°冲击角下的微观形貌特征。可以看出,材料移除机制以压实与开裂为主,辅以少量压痕。与图 12d 相比,完全看不到犁削形成的沟槽,压实和裂纹铺满整个观测表面。

通过比例尺观察图 12 中微观结构的尺寸,发现犁削形成的沟槽宽度明显小于 4 μm,不及最小颗粒粒径(20 μm)的 1/5、平均粒径(50 μm)的 1/10。再次证明这些沟槽只是被颗粒的棱角部分犁削而成,颗粒侵入材料表面的深度非常有限。图 12 中裂纹的横向宽度也远小于颗粒粒径,且裂纹的延伸对压实区域呈包围状,也表明这些裂纹是由局部剪切应力超过材料承受极限引起的。

综上,30CrMo 钢的材料移除总是以塑性变形开始的,属于典型的塑性材料冲蚀行为。其冲蚀机制由低冲击角到高冲击角是逐渐转变的:在低冲击角(15°、30°)下以犁削机制为主,在中等冲击角(45°)下以犁削、压实与开裂的混合机制为主,在高冲击角

(60° 、 90°) 下则以压实与开裂机制为主, 此外, 无论冲击角大小, 始终存在少量的压痕机制。随着冲击角增大, 冲蚀机制逐渐由犁削为主转变为压实与开裂为主, 而压实作用会导致材料硬化, 增加材料移除所消耗的能量, 从而导致冲蚀速率下降。由此可知, 30CrMo 钢的冲蚀机制决定了其冲蚀速率随冲击角的变化规律。

3.2 不同颗粒冲击速度下的冲蚀机理

不同颗粒冲击速度下 30CrMo 钢的微观冲蚀形貌

如图 13 所示 (冲击角 90°)。由图 13 可见, 在相同的冲击角下, 即使颗粒冲击速度不同, 造成材料移除的机制也没有差异, 均包括压实、压痕和开裂机制, 均没有出现犁削机制, 说明颗粒冲击速度变化不影响冲蚀机制。但随着颗粒冲击速度的增加, 明显可见的是, 由颗粒棱角端撞击材料表面造成的压痕深度不断加大, 尤其在对比颗粒冲击速度相差最大的图 13a 和图 13d 时最为显著。这说明随着颗粒冲击速度的增加, 颗粒的冲击能量增大, 颗粒撞击材料表面时的穿透力增强, 造成的材料损伤更为严重, 冲蚀速率也就更大。

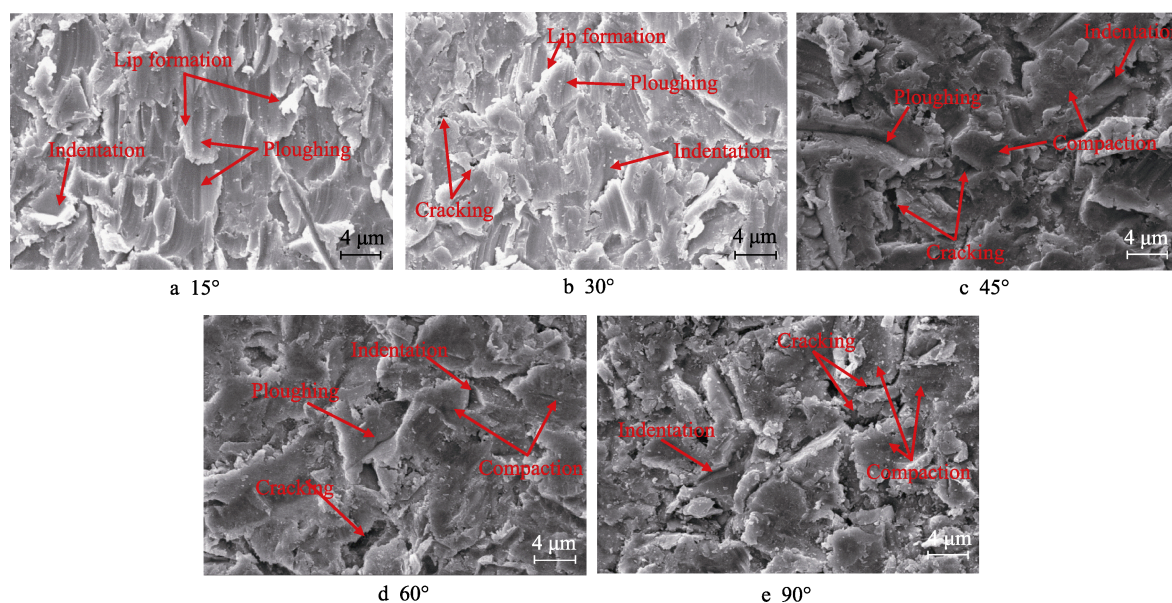


图 12 不同冲击角下 30CrMo 钢的冲蚀微观形貌

Fig.12 Erosion micromorphology of 30CrMo steel at different impact angles

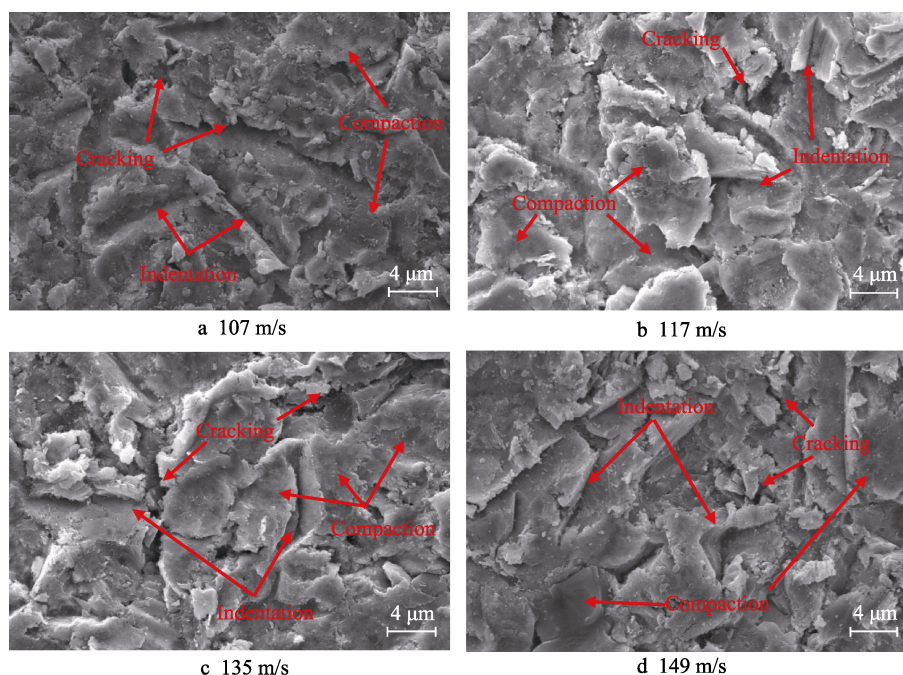


图 13 不同颗粒冲击速度下 30CrMo 钢的冲蚀微观形貌

Fig.13 Erosion micromorphology of 30CrMo steel at different impact velocities

4 结论

1) 依据标准 ASTM-G76, 对 30CrMo 钢开展了高速下的气-固喷嘴冲蚀试验, 失重分析结果表明: 30CrMo 钢的冲蚀速率随冲击角 ($15^{\circ}\sim 90^{\circ}$) 增加而减小、随颗粒冲击速度 ($107\sim 149$ m/s) 增加而增大, 在高速冲击下表现的冲蚀规律亦属于典型塑性材料冲蚀行为。

2) 创建了 30CrMo 钢的冲蚀速率方程, 可直接用于材料抗冲蚀性能的横向对比或冲蚀 CFD 模型建立及仿真模拟。

3) 分析了冲击角及颗粒冲击速度对 30CrMo 钢冲蚀行为的影响规律, 结果表明: 冲蚀面积随冲击角增大而减小, 随颗粒冲击速度增大基本不变, 喷嘴射出的颗粒存在小幅度的径向扩散现象; 冲蚀深度随冲击角增大而先增加后减小 (60° 冲击角下最大), 随颗粒冲击速度增大而增加; 影响冲蚀面积的因素为冲击角和喷嘴截面积, 影响冲蚀深度的因素为冲蚀速率 (材料冲蚀特性) 和磨料质量分布密度; 提升材料耐冲蚀性能及降低磨料质量分布密度可以减小冲蚀深度。

4) 弄清了 30CrMo 钢在高速固体颗粒冲击下的冲蚀机理: 30CrMo 钢在低冲击角 (15° 、 30°) 下以犁削机制为主, 在中等冲击角 (45°) 下以犁削、压实与开裂的混合机制为主, 在高冲击角 (60° 、 90°) 下以压实与开裂机制为主; 冲蚀机制随冲击角增大呈现有规律的过渡现象, 冲击角通过冲蚀机制影响冲蚀速率; 不同颗粒冲击速度下的冲蚀机制没有变化, 颗粒冲击速度通过颗粒冲击能量影响冲蚀速率。

参考文献:

- [1] 曹阳, 方晓庆, 张俊蓝, 等. “三高”气井井控配套新装置[J]. 天然气工业, 2022, 42(7): 95-100.
CAO Yang, FANG Xiao-qing, ZHANG Jun-lan, et al. New Support Devices of Well Control for “Three-High” Gas Wells[J]. Natural Gas Industry, 2022, 42(7): 95-100.
- [2] 伍贤柱, 胡旭光, 韩烈祥, 等. 井控技术研究进展与展望[J]. 天然气工业, 2022, 42(2): 133-142.
WU Xian-zhu, HU Xu-guang, HAN Lie-xiang, et al. Research Progress and Prospect of Well Control Technology[J]. Natural Gas Industry, 2022, 42(2): 133-142.
- [3] 张恩搏, 曾德智, 李双贵, 等. 高压高产气井应急试采过程中采气树抗冲蚀性能分析[J]. 表面技术, 2018, 47(3): 183-190.
ZHANG En-bo, ZENG De-zhi, LI Shuang-gui, et al. Erosion Resistance of Gas Production Tree during Emergent Trial Production of High-Pressure and High-Output Gas Wells[J]. Surface Technology, 2018, 47(3): 183-190.
- [4] 宋保健, 明鑫, 孙凯, 等. 楔形节流阀冲蚀磨损规律研究[J]. 石油矿场机械, 2018, 47(4): 30-34.
SONG Bao-jian, MING Xin, SUN Kai, et al. Study on the Erosion Law of Wedge-Shaped Throttle Valve[J]. Oil Field Equipment, 2018, 47(4): 30-34.
- [5] LIN Nan, ARABNEJAD H, SHIRAZI S A, et al. Experimental Study of Particle Size, Shape and Particle Flow Rate on Erosion of Stainless Steel[J]. Powder Technology, 2018, 336: 70-79.
- [6] KISHOR B, CHAUDHARI G P, NATH S K. Slurry Erosion Behaviour of Thermomechanically Treated 16Cr5Ni Stainless Steel[J]. Tribology International, 2018, 119: 411-418.
- [7] ZOU Li-bo, YU Cun-gui, FENG Guang-bin, et al. Establishment of Erosion Model of Gun Steel Material and Study on Its Erosion Performance[J]. Journal of Mechanical Science and Technology, 2020, 34(5): 2019-2026.
- [8] ZHAO Yan-lin, TANG Chun-yan, YAO Jun, et al. Investigation of Erosion Behavior of 304 Stainless Steel under Solid-Liquid Jet Flow Impinging at 30° [J]. Petroleum Science, 2020, 17(4): 1135-1150.
- [9] VYAS A, MENGHANI J, PATEL P, et al. Characterization and Optimization of Slurry Erosion Behavior of SS 316 at Room Temperature[J]. Transactions of the Indian Institute of Metals, 2021, 74(4): 839-849.
- [10] JAFARI A, DEGHANI K, BAHAAADDINI K, et al. Experimental Comparison of Abrasive and Erosive Wear Characteristics of Four Wear-Resistant Steels[J]. Wear, 2018, 416-417: 14-26.
- [11] ANSARI R, GHARA T, ADAK D K, et al. Study on Erosion Wear of Steels under Varying Abrasive Jet[J]. Materials Today: Proceedings, 2018, 5(11): 25027-25035.
- [12] BUSZKO M H, KRELLA A K, MARCHEWICZ A, et al. Effect of Annealing Temperature on Slurry Erosion Resistance of Ferritic X10CrAlSi18 Steel[J]. Tribology International, 2021, 153: 106648.
- [13] 任茜, 黄忠, 盛锋. ACP1000 冷却水管道采用超疏水表面湍流流动数值模拟[J]. 装备环境工程, 2022, 19(8): 143-147.
REN Qian, HUANG Zhong, SHENG Feng. Numerical Simulation of Turbulent Flow of ACP1000 Cooling Water Pipeline with Superhydrophobic Surfaces[J]. Equipment Environmental Engineering, 2022, 19(8): 143-147.
- [14] OKONKWO P C, SHAKOOR R A, AHMED E, et al. Erosive Wear Performance of API X42 Pipeline Steel[J]. Engineering Failure Analysis, 2016, 60: 86-95.
- [15] NGUYEN Q B, LIM C Y H, NGUYEN V B, et al. Slurry Erosion Characteristics and Erosion Mechanisms of Stainless Steel[J]. Tribology International, 2014, 79: 1-7.
- [16] 张爱波, 樊建春, 耿亚楠, 等. 拉应力作用下冲蚀速度

- 对 35CrMo 钢冲蚀磨损行为的影响[J]. 润滑与密封, 2017, 42(3): 45-48, 81.
- ZHANG Ai-bo, FAN Jian-chun, GENG Ya-nan, et al. Effect of Impacting Velocity on Erosion Wear Resistance of 35CrMo under Stress[J]. Lubrication Engineering, 2017, 42(3): 45-48, 81.
- [17] 杨向前, 王虹富, 樊建春. 35CrMo 钢冲蚀磨损性能和机制的研究[J]. 石油机械, 2017, 45(7): 72-77.
- YANG Xiang-qian, WANG Hong-fu, FAN Jian-chun. Study on Erosion Wear Property and Mechanism of 35CrMo Steel[J]. China Petroleum Machinery, 2017, 45(7): 72-77.
- [18] 王国荣, 熊柯睿, 黄亮, 等. 40Cr 在高压液固两相流中的冲蚀行为[J]. 润滑与密封, 2018, 43(2): 1-5, 11.
- WANG Guo-rong, XIONG Ke-rui, HUANG Liang, et al. Erosion Behavior of 40Cr in High Pressure Liquid-Solid Two Phase Flow[J]. Lubrication Engineering, 2018, 43(2): 1-5, 11.
- [19] 赵彦琳, 柳灏, 姬忠礼, 等. 316 不锈钢在含沙两相射流中长时间冲蚀的实验研究[J]. 工程热物理学报, 2018, 39(2): 361-365.
- ZHAO Yan-lin, LIU Hao, JI Zhong-li, et al. Experimental Investigation of Long Time Erosion Behavior of 316 Stainless Steel by Sand-Water Flow Jet Impingement[J]. Journal of Engineering Thermophysics, 2018, 39(2): 361-365.
- [20] 赵彦琳, 杨少帅, 姚军. 304 不锈钢两相流冲蚀腐蚀的实验研究[J]. 北京航空航天大学学报, 2019, 45(8): 1504-1511.
- ZHAO Yan-lin, YANG Shao-shuai, YAO Jun. Experimental Study on Erosion-Corrosion of 304 Stainless Steel under Two-Phase Flow Condition[J]. Journal of Beijing University of Aeronautics and Astronautics, 2019, 45(8): 1504-1511.
- [21] 王志杰, 姚军, 熊家志, 等. Q345 钢两相流冲蚀实验研究[J]. 北京航空航天大学学报, 2023, 49(4): 891-899.
- WANG Zhi-jie, YAO Jun, XIONG Jia-zhi, et al. Experimental Research on Erosion of Q345 Steel under Two-Phase Flow Condition[J]. Journal of Beijing University of Aeronautics and Astronautics, 2023, 49(4): 891-899.
- [22] 叶福相, 姚军, 刘玉发, 等. 多因素影响下的 X80 管道钢两相流冲蚀腐蚀特性[J]. 化工进展, 2021, 40(12): 6450-6459.
- YE Fu-xiang, YAO Jun, LIU Yu-fa, et al. Erosion Corrosion Characteristics of X80 Pipeline Steel in Two-Phase Flow under the Influence of Multiple Factors[J]. Chemical Industry and Engineering Progress, 2021, 40(12): 6450-6459.
- [23] LAGUNA-CAMACHO J R, MARQUINA-CHÁVEZ A, MÉNDEZ-MÉNDEZ J V, et al. Solid Particle Erosion of AISI 304, 316 and 420 Stainless Steels[J]. Wear, 2013, 301(1-2): 398-405.
- [24] NGUYEN Q B, NGUYEN V B, LIM C Y H, et al. Effect of Impact Angle and Testing Time on Erosion of Stainless Steel at Higher Velocities[J]. Wear, 2014, 321: 87-93.
- [25] ISLAM M A, FARHAT Z N. Effect of Impact Angle and Velocity on Erosion of API X42 Pipeline Steel under High Abrasive Feed Rate[J]. Wear, 2014, 311(1-2): 180-190.
- [26] ISLAM M A, ALAM T, FARHAT Z. Construction of Erosion Mechanism Maps for Pipeline Steels[J]. Tribology International, 2016, 102: 161-173.
- [27] OKONKWO P C, SLIEM M H, HASSAN SK M, et al. Erosion Behavior of API X120 Steel: Effect of Particle Speed and Impact Angle[J]. Coatings, 2018, 8(10): 343.
- [28] SINGH P K, MISHRA S B. Erosion Behaviour of Boiler Component Materials at Room Temperature and 400 °C Temperature[J]. Materials Research Express, 2020, 7(1): 016538.
- [29] RUFF A W, IVES L K. Measurement of Solid Particle Velocity in Erosive Wear[J]. Wear, 1975, 35(1): 195-199.
- [30] AHLERT K R. Effect of Particle Impingement Angle and Surface Wetting on Solid Particle Erosion of AISI 1018 Steel[D]. Oklahoma: The University of Tulsa, 1994.
- [31] TARODIYA R, LEVY A. Surface Erosion Due to Particle-Surface Interactions-a Review[J]. Powder Technology, 2021, 387: 527-559.

责任编辑: 万长清