高压高产气井应急试采过程中采气树抗冲蚀性能分析

张恩搏[1]，曾德智[1]，李双贵[2]，陈东波[2]，李丹丹[2]，朱红钧[1]

（1.西南石油大学 油气藏地质及开发工程国家重点实验室，成都 610500；
2.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 研究高压高产气井在大排量应急试采工况下，日产量和日出砂量对气固两相流采气树冲蚀行为的影响。**方法** 运用 CFD 数值模拟方法，在 Eulerian 和 Lagrangian 坐标系下求解气体-颗粒、颗粒-壁面间的相互作用，并捕捉颗粒运动轨迹。采用用户自定义函数（UDF）编写冲蚀磨损方程，分析日产量和日出砂量对于采气树冲蚀速率、冲蚀位置和颗粒轨迹的影响。**结果** 日产量由 100 万方增加到 1000 万方时，采气树内气体流速逐渐增大，最大流速为当地音速 365 m/s，最大冲蚀速率则由 4.14×10^{-8} kg/(s·m^2)增大至 3.462×10^{-7} kg/(s·m^2)。气体从采气树四通内流入两翼支管发生节流，压降随日产量的增加而增大。当日产量为 1000 万方时，最大压降为 1.52 MPa；当日产量超过 300 万方，气体流入旁通支管时，压降形成的流动功将大部分颗粒直接带入支管，造成主要冲蚀区域由四通内壁扩大至旁通支管内壁。当日出砂量由 7.7 方增大至 38.5 方时，最大冲蚀速率由 7.121×10^{-8} kg/(s·m^2)增大至 3.462×10^{-7} kg/(s·m^2)。**结论** 日产量和日出砂量均与冲蚀速率呈正相关关系，控制应急试采日产量是降低采气树冲蚀速率的有效方式。

关键词：采气树；冲蚀；应急试采；日产量；日出砂量；气固两相流；数值模拟
中图分类号：TG172；TE375 **文献标识码：**A **文章编号：**1001-3660(2018)03-0183-08
DOI：10.16490/j.cnki.issn.1001-3660.2018.03.030

Erosion Resistance of Gas Production Tree during Emergent Trial Production of High-pressure and High-output Gas Wells

ZHANG En-bo[1], *ZENG De-zhi*[1], *LI Shuang-gui*[2], *CHEN Dong-bo*[2], *LI Dan-dan*[2], *ZHU Hong-jun*[1]

（1.State Key Laboratory of Oil & Gas Reservoir Geology and Exploitation, Southwest Petroleum University, Chengdu 610500, China; 2.Engineering Technology Institute of SINOPEC Xibei Oilfield Company, Urumchi 830011, China）

ABSTRACT: The work aims to analyze effects of daily output and daily sand output on erosion behavior of gas/solid flow gas production treeduring emergent trial production of high-pressure and high-output gas wells. CFD numerical simulation method was used to simulate interactions of gas-particle and particle-wall in Eulerian and Lagrangian coordinates, and capture motion trail of particles. User defined function (UDF) was used to develop erosion wear equation, and analyze the effects of daily output

收稿日期：2017-10-15；修订日期：2017-11-20
Received：2017-10-15；**Revised**：2017-11-20
基金项目：国家自然科学基金项目(51374177)
Fund：Supported by National Natural Science Foundation of China (51374177)
作者简介：张恩搏（1992—），男，硕士，主要研究方向为多相流冲蚀磨损。
Biography：ZHANG En-bo(1992—), Male, Master, Research focus: multiphase flow and erosion.
通讯作者：曾德智（1980—），男，博士，教授，主要研究方向为石油管力学及环境行为。
Corresponding author：ZENG De-zhi(1980—), Male, Ph. D., Professor, Research focus: mechanical and environmental behavior of oil pipe.

and daily sand output on erosion rate, erosion position and particle trail of gas production tree. As the daily output increased from 1.0×10^6 to 1.0×10^7 m^3, gas flow rate in the tree gradually increased to local acoustic velocity of 365 m/s, the maximum erosion rate increased from 4.14×10^{-8} kg/(s·m^2) to 3.462×10^{-7} kg/(s·m^2). The gas was throttled as it flowed into branch pipes on both flanks from four-way pipe in the tree. Pressure drop increased with the increase of daily output, and the maximum pressure drop was 1.52 MPa when daily output reached 1.0×10^7 m^3. When daily output exceeded 3.0×10^6 m^3, mostparticles were brought in branch lines by flow work caused by pressure drop as the gas flowed into by-pass branch pipes. Hence major erosion region-was expanded to inner walls of by-pass branch pipes from inner wallsof four-way pipes. As the sand output increased from 7.7 m^3 to 38.5 m^3, the maximum erosion rate increased from 7.121×10^{-8} kg/(s·m^2) to 3.462×10^{-7} kg/(s·m^2). Daily outputis positive-ly related toerosion rate. Controlling daily output of emergent trial production is effective approach of reducingthe erosion rate.

KEY WORDS: gas production tree; erosion; emergenttrial production; daily output; daily sand output; sand volume; gas-solid flow; numerical simulation

目前，国内大部分常规天然气区块已经被探明并投入生产。然而，随着国民经济的迅速发展和天然气资源市场需求的日益增加，一些复杂地层天然气资源的勘探和开发显得尤为重要。探井是以探明油气藏边界和储量，了解油气层结构和产能为目的所钻的井[1]。对于复杂地层区块，当探井钻遇到高压气层时，大量气体上返至井口。为避免后续井控风险，并及时获取地层参数，以最大限度地保护国家资源，将井口加装采气树转为应急试采至关重要[2]。应急试采作业过程中，夹带固体颗粒的高速气流上返至井口时，会对采气树造成冲蚀磨损，从而造成采气树承压能力下降，严重影响设备使用寿命，可能引发安全事故[3-6]。针对井口装置的冲蚀问题，Liu 等人[7]研究了气体钻井过程中携砂气固两相流对井口四通的冲蚀行为，发现两翼支管出口处的冲蚀最为严重。胥志雄等人[8]通过室内实验的方法研究了携砂气流对井口四通的冲蚀行为，发现旁通底部的冲蚀较为严重。艾志久等人[9]通过数值模拟的方法，研究了整体式 Y 型采气树内气体的流动规律和冲蚀深度随时间的变化规律。陈鹏等人[10]研究了一体化钻完井过程中，所用 Y 型采气树受气固两相流的冲蚀情况。

目前，气体钻井排量较小，大多数情况下的日排量低于 200 万方，井口装置依然存在较为严重的冲蚀问题。而在应急试采等日产量超过 500 万方的工况下，井口采气树受冲蚀破坏的风险明显加重。此外，虽然较多学者研究了气体钻井过程中气固两相流对井口装置的冲蚀行为，但对采气树在应急试采高产量下抗冲蚀性能的研究鲜见报道，采气树在高产量工况下受冲蚀破坏的风险还不明确。因此，针对采气树在应急试采工况下抗冲蚀性能的研究亟待开展。

本文以某油气田应急试采中使用的 105 MPa 采气树为研究对象，运用计算流体力学数值模拟方法，研究了应急试采过程中气固两相流对采气树的冲蚀行为，并分别从日产量和日出砂量两方面对采气树冲蚀行为的影响进行分析，得出了日产量和日出砂量对采气树冲蚀位置与冲蚀程度的影响规律，对高压高产气井应急试采和风险管控安全作业具有一定指导作用。

1 计算模型

1.1 采气树几何模型

现场用 105 MPa 采气树的整体外形尺寸为 2150 mm×1850 mm，包括底部液压驱动阀、6 个同规格通径为 56 mm 的闸板阀和主通径为 78 mm 的四通，其结构尺寸示意图如图 1 所示。各构件之间通过法兰盘连接，将法兰盘连接段内流域模型简化为光滑过度曲面。

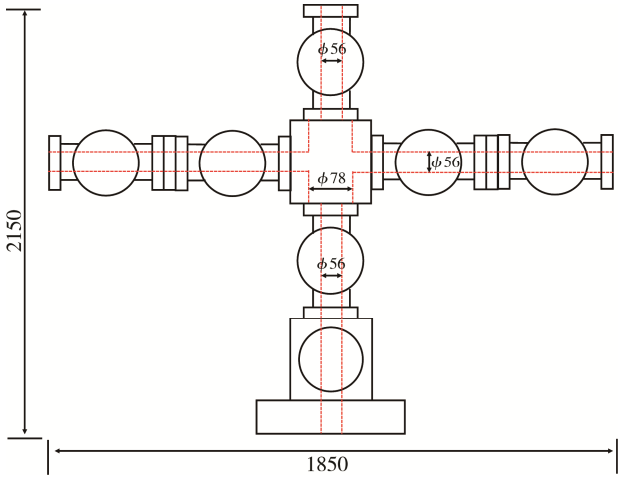


图 1 采气树结构尺寸示意图

Fig.1 Schematicdiagram ofgas production tree structure size

由于采气树四通内流域存在结构明显变化区域，为保证计算准确，采取非均匀结构化划分技术进行网格划分，并在壁面添加边界层，流体域网格模型如图 2 所示。

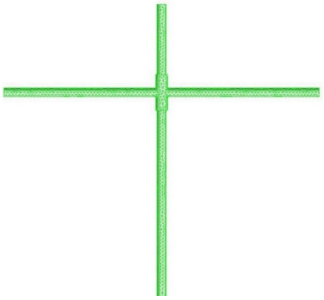


图 2　计算流域网格
Fig.2 Mesh ofcalculated basin

1.2　流体控制方程

采气树中的气体介质作为连续相携带固相颗粒高速运动，而颗粒则为离散相。

连续性方程和动量方程如式（1—2）所示。

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho_{\mathrm{f}})+\frac{\partial}{\partial x_{\mathrm{j}}}(\rho_{\mathrm{f}}u_{\mathrm{j}})=0 \tag{1}$$

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho_{\mathrm{f}}u_{\mathrm{i}})+\frac{\partial}{\partial x_{\mathrm{j}}}(\rho_{\mathrm{f}}u_{\mathrm{i}}u_{\mathrm{j}})=-\frac{\partial p}{\partial x_{\mathrm{i}}}+\frac{\partial}{\partial x_{\mathrm{j}}}\left[\mu_{\mathrm{eff}}\left(\frac{\partial u_{\mathrm{i}}}{\partial x_{\mathrm{j}}}+\frac{\partial u_{\mathrm{j}}}{\partial x_{\mathrm{i}}}\right)\right]+\rho_{\mathrm{f}}g \tag{2}$$

式中：ρ_{f} 为流体密度，u 为流体流速，p 为流体压力，μ_{eff} 为流体黏度，g 为重力加速度。

气体介质为甲烷，气体流速高且黏度较低，气相流动的雷诺数较大，冲蚀计算选用湍流控制方程。常用的湍流模型有 *k-ε* 模型、RSM 模型、LES 模型。其中，LES 模型和 RSM 模型分别适用于流场非常复杂和旋转流动的计算。因此，气固两相流的冲蚀计算选取 *k-ε* 模型[11,12]更为合适。*k-ε* 模型模型又分为 Standard *k-ε* 模型、RNG *k-ε* 模型和 Realizable *k-ε* 模型。其中，Realizable *k-ε* 模型设置较复杂，过多变量对模拟造成一定影响，不宜使用；RNG *k-ε* 模型更适用于模拟射流、分离流和旋转流等复杂流场；Standard *k-ε* 模型计算量适中，且为双控制方程模型，具有相当的计算精度。因此，本研究选择 Standard *k-ε* 模型作为湍流模型。

1.3　离散相及冲蚀方程

1.3.1　颗粒运动模型

对于离散相固体颗粒，可在 Lagrangian 坐标系下使用 DPM 离散相模型求解颗粒-气体、颗粒-壁面间的相互作用，并捕捉颗粒运动轨迹[13,14]。在该坐标下可以用颗粒的受力平衡来确定分散相颗粒的运动轨迹，见式（3）。

$$\frac{\mathrm{d}u_{\mathrm{p}}}{\mathrm{d}t}=F_{\mathrm{D}}(u-u_{\mathrm{p}})+\frac{g(\rho_{\mathrm{p}}-\rho)}{\rho_{\mathrm{p}}}+F_{\mathrm{Z}} \tag{3}$$

式中：u 是液相流速；u_{p} 是颗粒速度；ρ_p 是颗粒密度；ρ 是流体密度；E_{Z} 是附加外力，包括虚拟质量力、Saffman 升力、马格努斯力和热泳力等；$F_{\mathrm{D}}(u\text{-}u_{\mathrm{p}})$ 是单位质量曳力，其表达式见式（4）。

$$F_{\mathrm{D}}=\frac{3\mu C_{\mathrm{D}}R_{\mathrm{e}}}{4\rho_{\mathrm{p}}d_{\mathrm{p}}^{2}} \tag{4}$$

式中：μ 是流体动力黏度，d_{p} 是颗粒直径，C_{D} 是曳力系数，R_{e} 是相对雷诺系数，其表达式如（5）。

$$R_{\mathrm{e}}=\frac{\rho d_{\mathrm{p}}\left|u_{\mathrm{p}}-u\right|}{\mu} \tag{5}$$

1.3.2　冲蚀模型

实际试采过程中，气体所携带的固体颗粒体积较小，颗粒和颗粒之间的相互碰撞作用不明显。但是，颗粒与壁面会发生多次碰撞反弹，反弹后的颗粒运动方向各不相同，颗粒与壁面之间的相互作用不能被忽略，所以在冲蚀模拟计算时选择离散相模型（DPM）。在使用 FLUENT 的 DPM 模型进行模拟计算时，壁面条件设置为反射（reflect），此时颗粒的动量将根据反弹系数在边界处发生变化。

法向反射系数定义了颗粒碰撞后剩余的垂直于壁面的动量，如式（6）所示。

$$e_{\mathrm{n}}=\frac{v_{2,\mathrm{n}}}{v_{1,\mathrm{n}}} \tag{6}$$

式中：v_{n} 代表颗粒碰撞前后颗粒的速度。可用同样的方法定义颗粒在壁面处反射的切向动量变化 e_{t}。

为了研究应急试采过程中，不同日产量和日出砂量对采气树冲蚀行为的影响，将 Tulsa 大学冲蚀与腐蚀研究中心（E/CRC）提出的冲蚀模型用于本次研究[15,16]。该冲蚀模型采用用户自定义函数（UDF）编写后导入 FLUENT，模型包括颗粒质量流量、颗粒直径、冲蚀角、流速和接触面积，可满足不同日产量和日出砂量工况条件下气固两相流对采气树冲蚀行为的计算要求，冲蚀模型如公式（7—8）所示。

$$R=\sum_{n=1}^{N_{\mathrm{particle}}}\frac{\dot{m}C(d_{\mathrm{p}})f(\alpha)v}{A_{\mathrm{face}}} \tag{7}$$

$$f(\alpha)=\begin{cases}22.7\alpha-38.4\alpha^{2} & \alpha\le 0.267\mathrm{rad}\\ 2.00+6.80\alpha-7.50\alpha^{2}+2.25\alpha^{3} & \alpha>0.267\mathrm{rad}\end{cases} \tag{8}$$

式中：$\dot{m}$ 为颗粒平均质量，R 为冲蚀速率，$C(d_{\mathrm{p}})$ 为岩屑颗粒直径的函数，α 为冲蚀颗粒对壁面的冲角，$f(\alpha)$ 为冲击角 α 函数，v 为冲蚀颗粒相对于壁面的速度。

1.4　模型验证

为校核本研究方法和冲蚀模型的有效性，现选取 Liu 等人[7]的实验结果进行对比。Liu 等人通过室内实验的方法，研究了携石英砂气流对井口四通旁通的冲

蚀行为，实验装置如图 3 所示。实验按模型与实物比例 1:10 制备井口四通室内实验冲蚀模型，砂粒质量流量 30 g/min，装置内气体流速 60 m/s，冲蚀时间 9 h。待实验结束后测量旁通底部位置的冲蚀量。

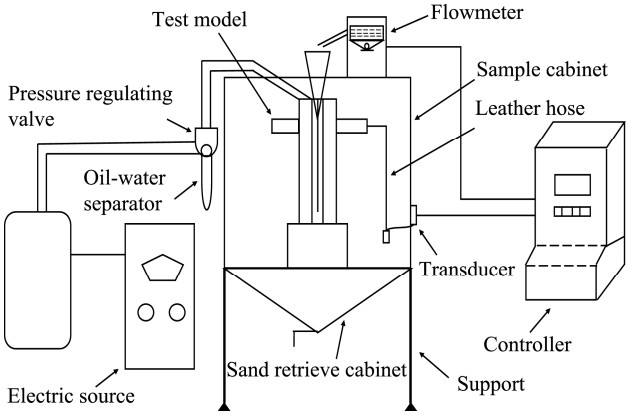


图 3　Liu 等人实验装置示意图
Fig.3 Schematicdiagram of experimental facility used by Liu et al

依据室内实验冲蚀模型内流域建立冲蚀模型，模拟实验工况下携砂气流对井口四通的冲蚀行为，并在旁通底部 6 点位置取点，提取模拟计算冲蚀量，并与实验结果对比，结果如图 4 所示。对比发现，随着测量点与旁通入口距离的增加，室内实验测得的冲蚀深度和模拟得到的冲蚀深度均呈现增加趋势，且均在距离旁通入口 45 mm 处达到最大值，分别为 273、271 μm。室内实验结果与模拟结果的最大误差为 8 μm，误差率小于 3%，说明本研究所建立的冲蚀模型有效。

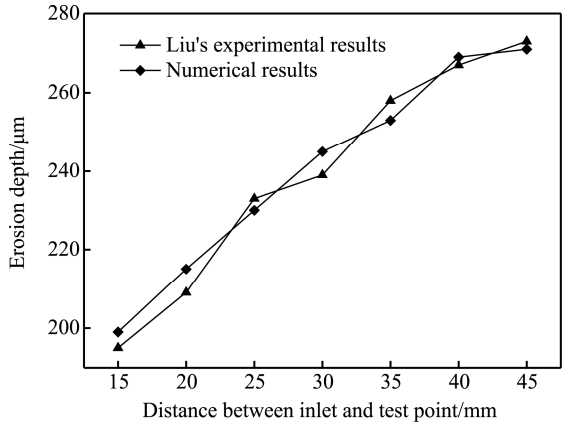


图 4　实验与模拟结果对比
Fig.4 Comparison of experiment results and simulatedresults

2　计算方法及工况

2.1　基本设定及边界条件

在本次冲蚀计算中加入以下设定：

1）采出气为纯甲烷，不考虑采出液体和相变。

2）气体为可压缩气体，忽略气体在压缩过程中所产生的热效应。

边界条件设置如下：

1）入口边界。质量流量入口，模拟日产量分别为 100、200、300、400、500、1000 万方，折算后的质量流量分别为 6.9、13.8、20.7、27.6、34.5、69 kg/s。

2）出口边界。采气树两侧支管出口均为压力出口。

3）计算采用现场测量数据，出、入口温度分别设置为 53、55 ℃。

4）壁面边界。采用光滑无滑移壁面边界条件，经过多次试算设定边界层网格 y+值为 30，壁面函数采用标准壁面函数。

5）离散相边界。采用面入射方式从采气树入口均匀注入，并采用 Discrete Random Walk 模型。

2.2　计算工况

应急试采过程中的顶部闸板阀关闭，其余闸板阀全开且两翼同时开采，模拟计算日产量为 100、200、300、400、500、1000 万方，日出砂量为 7.7、15.4、23.1、30.8、38.5 方共计 30 种工况下的采气树受冲蚀情况。其中，颗粒直径参照现场的实测数据，均设置为 100 μm，模拟工况如表 1 所示。

表 1　模拟工况
Tab.1 Simulated conditions

日产量（STP）/ ($\times10^4$ m^3)	入口质量流量/(kg·s^{-1})	出口压力/MPa	日出砂量/m^3
100	6.9	6	7.7、15.4、23.1、30.8、38.5
200	13.8	12	
300	20.7	18	
400	27.6	24	
500	34.5	30	
1000	69	60	

3　模拟结果与分析

3.1　采气树内流域流场分析

沿采气树主通和旁通轴线所在平面划取截面，提取日产量为 100 ~ 1000 万方工况下采气树内流域在该截面上的速度云图，如图 5 所示。由图可见，气体沿采气树下部 56 mm 进口流入，然后沿途与壁面摩擦造成能量损失，从而导致流速降低。当气体流入四通时，流道突然扩大至 78 mm，高速气流未对流场变化产生及时响应，导致四通底角存在局部流动死角，该处气体流速远小于四通轴向瞬时速度。四通顶部闸板阀为封闭状态，气体沿两翼旁通支管流出，此时流道通径缩小为 56 mm，在不考虑压缩产生热效应的条件下，气体节流后的压力迅速降低，压差所形成的流动功带动气体在支管内加速流动。可压缩流体在未经过先压缩后膨胀（拉法尔效应）时，节流后流速最大

只能增为当地音速。当地音速计算公式见式（9）。

$$C=\sqrt{ZRT} \tag{9}$$

式中：C 为当地音速，m/s；Z 为气体绝热指数，参照当地气体介质，取值为 1.41；R 为气体常数，取值 287 J/(kg·K)；T 为热力学温度，参照某油气田应急试采现场实测温度，取值为 328 K。经计算可得当地音速约为 365 m/s，因此日产量由 100 万方增至 1000 万方时，采气树内流域气体最大流速均为 365 m/s。

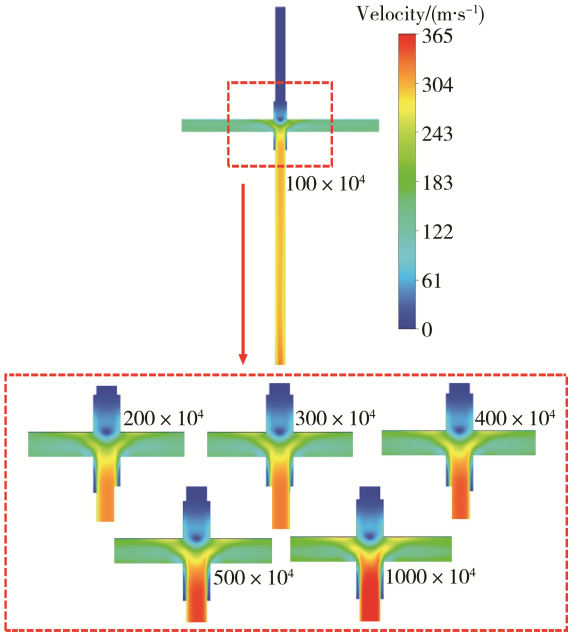


图 5　采气树内流域速度云图

Fig.5 Velocity contours of basins in gas production tree

采气树四通内流场变化剧烈。在四通主通和旁通轴线交点处取点 A，旁通距入口 150 mm 中轴线取点 B，绘制日产量为 100 ~ 1000 万方工况下 A、B 两点的压力柱状图，结果如图 6 所示。由图可知，随着日产量增大，A、B 两点的压力呈上升趋势，且两点压差逐渐增大。当日产量 1000 万方时，A 点、B 点压力和两点压差均达到最大值，分别为 59.98、58.26、1.52 MPa。

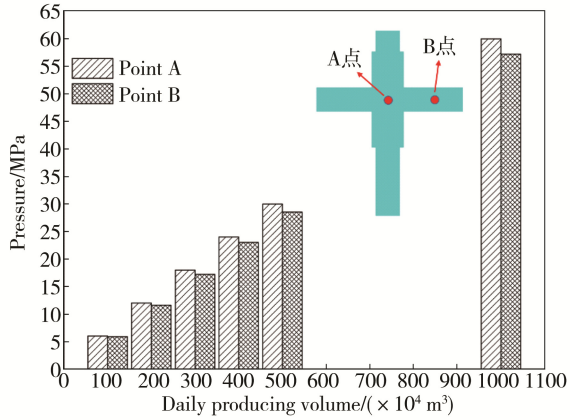


图 6　四通内流域压力柱状图

Fig.6 Bar chart of basin pressure in four-way pipes

3.2　颗粒轨迹及冲蚀区域分析

以日产量 1000 万方、日出砂量 38.5 方为例，获取该工况下采气树冲蚀云图和颗粒轨迹，结果如图 7 所示。由图可知，该工况下采气树的最大冲蚀速率为 3.462×10^{-7} kg/(s·m^2)，采气树四通和三路支管均存在较明显的冲蚀痕迹。这主要是因为高速气体携带颗粒进入采气树四通，流场突变使颗粒与壁面发生碰撞，随后部分颗粒上冲至顶部闸板阀，发生碰撞后又返回四通内，颗粒沿途与上支路碰撞多次。还有一部分颗粒进入四通后，四通和两翼支管内流体压差产生的流动功直接将颗粒带入支管，造成支管内壁较明显的冲蚀痕迹。

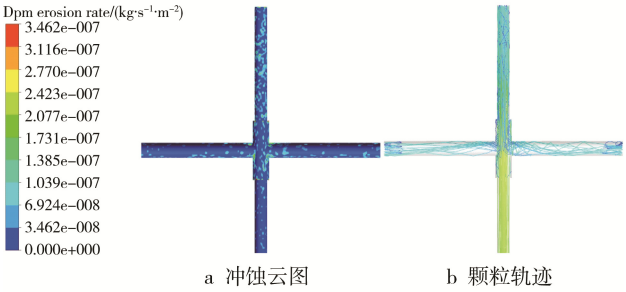


图 7 采气树冲蚀云图和颗粒轨迹

Fig.7 Erosion contour (a) and Particletrail (b) of gas production tree

图 8 为某油气田现场应急试采所用采气树实物图。将采气树各构件拆卸后，发现四通和两翼相邻闸板阀内壁的粘着泥浆较多，且除去泥浆后，四通和两翼支管内壁的冲蚀痕迹明显，现场测量最大冲蚀深度为 2.7 mm，未发生刺穿，冲蚀痕迹如图 9 所示。将计算所得的冲蚀痕迹与之进行对比，发现模拟日产量 1000 万方、日出砂量 38.5 方工况下采气树的最大冲蚀速率为 3.462×10^{-7} kg/(s·m^2)。折算后，试采时间段内的冲蚀深度为 2.62 mm。模拟深度与服役采气树冲蚀最大深度接近，结果与实际工况吻合较好。



图 8　应急试采所用采气树实物

Fig.8 Gas production tree in kind for emergent trial production



图 9　采气树四通内壁冲蚀痕迹
Fig.9 Erosion traceson innerwall

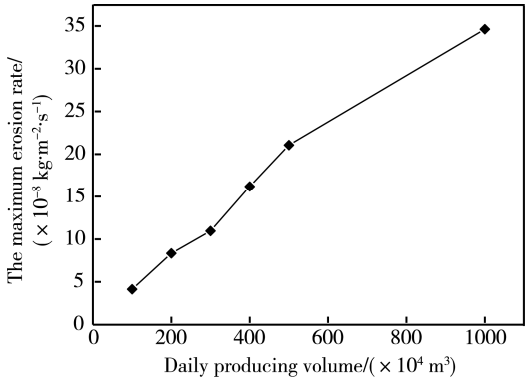


图 10　日产量对最大冲蚀速率的影响规律
Fig.10 Rule of effect of dailyvolume on maximum erosion rate

3.3　日产量对采气树冲蚀的影响

日产量是影响采气树冲蚀程度的主要因素之一。在日出砂量为 38.5 方工况下，分别模拟了日产量为 100、200、300、400、500、1000 万方时的冲蚀情况，最大冲蚀速率和冲蚀云图分别如图 10、11 所示。当日产量为 100、200 万方时，采气树的主要冲蚀区域位于四通内壁，而支管内壁的冲蚀痕迹较少。这是因为颗粒进入四通后，与壁面发生了反复碰撞。当日产量增至 300 万方及以上时，主要冲蚀区域扩大，支管均出现了明显冲蚀痕迹。这是因为随着日产量增大，流体通过支管后的压降增大，压降产生的流动功带动部分颗粒做加速运动。日产量增大至 300 万方及以上时，压降产生的流动功足以将部分颗粒直接带入两翼支管，从而使旁通支管也出现了较明显的冲蚀痕迹。

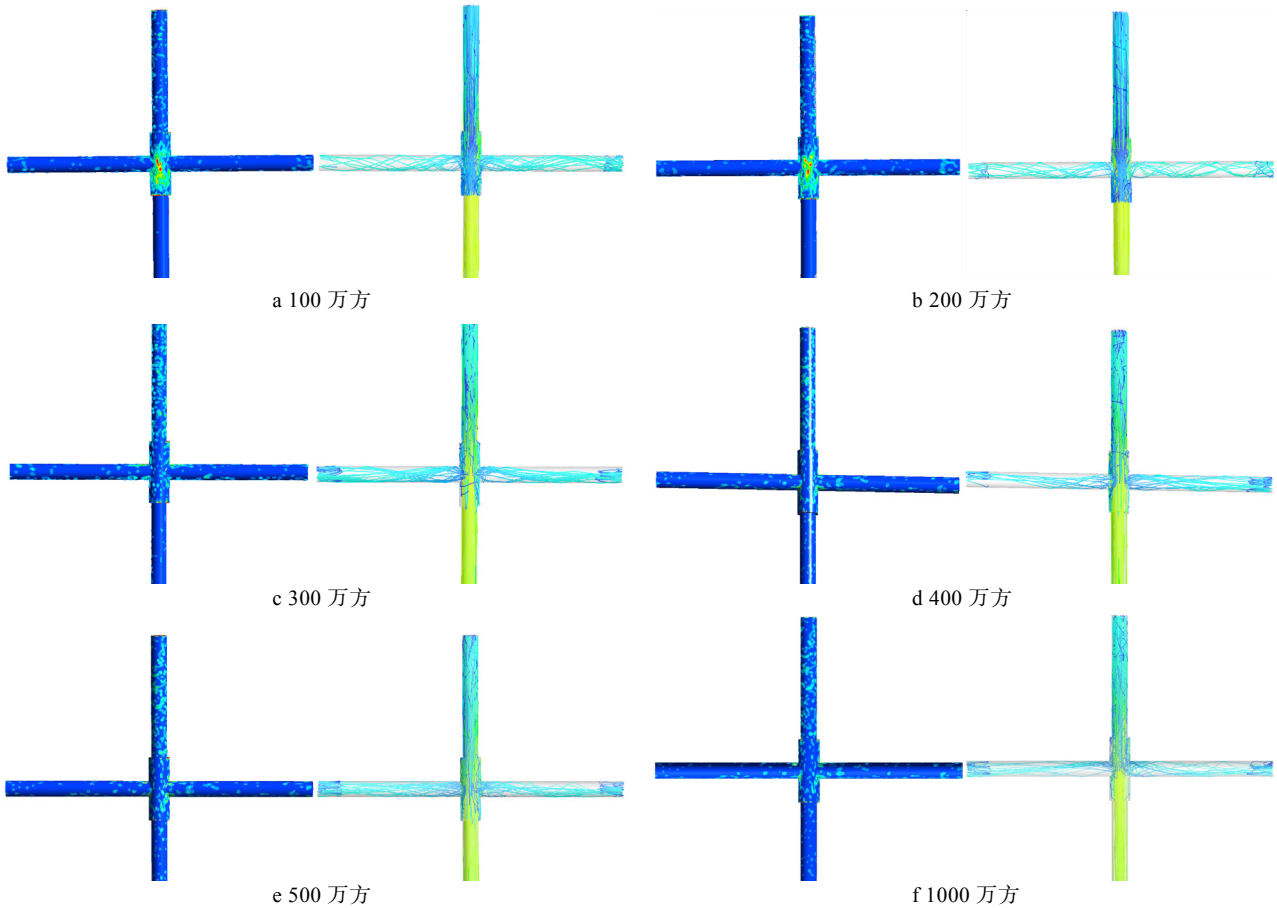


图 11　不同日产量下的冲蚀云图
Fig.11 Erosion contours under variousworking conditionswithdaily output of 1 million (a), 2 million (b), 3 million (c), 4million (d), 5 million (e), 10 million (f) cubic meters

由图 10 可见，当日产量由 100 万方增至 1000 万方时，冲蚀速率的最大点均位于四通内壁，最大冲蚀速率由 4.14×10^{-8} kg/(s·m^2)增大至 3.462×10^{-7} kg/(s·m^2)。

3.4　日出砂量对采气树冲蚀的影响

日出砂量是影响采气树冲蚀程度的主要因素之一。在日产量 1000 万方工况下，分别计算日出砂量为 7.7、15.4、23.1、30.8、38.5 方时的冲蚀情况，采气树冲蚀云图和最大冲蚀速率分别如图 12、13 所示。由图可见，采气树的主要冲蚀区域位于四通内壁和旁通支管，日出砂量由 7.7 方增大至 38.5 方时，最大冲蚀速率由 7.121×10^{-8} kg/(s·m^2)增大至 3.462×10^{-7} kg/(s·m^2)。

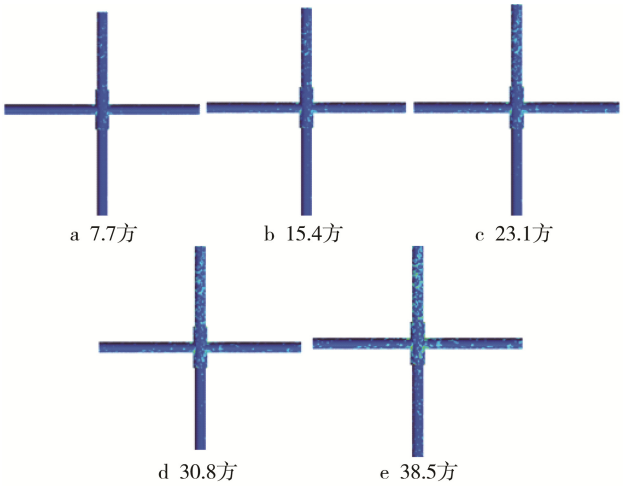


图 12　不同日出砂量下的冲蚀云图

Fig.12 Erosion contours under various working conditions with daily sand output of 7.7 (a), 15.4 (b), 23.1 (c), 30.8 (d) and 38.5 (e) cubic meters

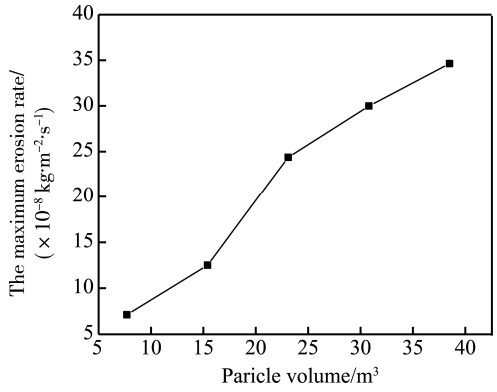


图 13　日出砂量对最大冲蚀速率的影响规律

Fig.13 Influence of daily sand volume on the maximum erosion rate

4　结论

1）通过分析日产量 100 ~ 1000 万方工况下采气树的内流场，得到气体由采气树四通流向两翼支管时受节流作用的压力降低，气体做加速运动，流场内气体的最大流速为当地音速。

2）当日产量超过 300 万方时，旁通处压降形成的流动功将部分颗粒直接带入支管，造成采气树主要冲蚀区域由四通内壁扩大至支管内壁。

3）当日产量由 100 万方增至 1000 万方时，最大冲蚀速率由 4.14×10^{-8} kg/(s·m^2)增大至 3.462×10^{-7} kg/(s·m^2)，最严重冲蚀区域均位于四通内壁。当日出砂量由 7.7 方增大至 38.5 方时，最大冲蚀速率由 7.121×10^{-8} kg/(s·m^2)增大至 3.462×10^{-7} kg/(s·m^2)。

参考文献：

[1] 陈平. 钻井与完井工程[M]. 北京: 石油工业出版社, 2011.
CHEN Ping. Drilling and Completion Engineering[M]. Beijing: Petroleum Industry Press, 2011.

[2] 刘超. 移动式试油试采举升装置的设计研究[D]. 杭州: 浙江大学, 2015.
LIU Chao. Research on the Design of Traveling Oil Test Lift Equipment[D]. Hangzhou: Zhejiang University, 2015.

[3] 曹学文, 胥锟, 彭文山. 弯管液固两相流冲蚀失效模拟分析[J]. 表面技术, 2016, 45(8): 124-131.
CAO Xue-wen, XU Kun, PENG Wen-shan. Simulation and Analysis of Liquid-Solid Two-phase Flow Erosion Failurein Pipe Bends[J]. Surface Technology, 2016, 45(8): 124-131.

[4] 刘春波, 郑玉贵. 核电行业中流动促进腐蚀的模型和数值模拟研究进展[J]. 腐蚀科学与防护技术, 2008, 20(6): 436-439.
LIU Chun-bo, ZHENG Yu-gui. Research Progress on Modeling and Numerical Simulation of Flow-acce- lerated-corrosion[J]. Corrosion Science and Protection Technology, 2008, 20(6): 436-439.

[5] 敬加强, 周怡诺, 郑思佳, 等. 气体携砂对弯头局部冲蚀规律实验探讨[J]. 腐蚀科学与防护技术, 2015, 27(5): 437-443.
JING Jia-qiang, ZHOU Yi-nuo, ZHENG Si-jia, et al. Local Erosion Behavior Induced by Sand Blast for a Square Band of 304SS Steel[J]. Corrosion Science and Protection Technology, 2015, 27(5): 437-443.

[6] 韩难难, 刘斌, 张涛, 等. 西部某天然气田三通管件腐蚀失效分析[J]. 腐蚀科学与防护技术, 2015, 27(6): 600-607.
HAN Nan-nan, LIU Bin, ZHANG Tao, et al. Corrosion Failure Analysis of a Tee in a Natural Gas Field[J]. Corrosion Science and Protection Technology, 2015, 27(6): 600-607.

[7] LIU Hui-xin, LIU Pu, FAN Dong-chang, et al. A New Erosion Experiment and Numerical Simulation of Wellhead Device in Nitrogen Drilling[J]. Journal of Natural Gas Science & Engineering, 2016, 28: 389- 396.

[8] 胥志雄, 田增, 王延民, 等. 氮气钻井过程中井口多功能四通的使用寿命[J]. 理化检验——物理分册, 2015, 51(7): 459-461.
XU Zhi-xiong, TIAN Zeng, WANG Yan-min, et al. Service Life of Wellhead Multifunctional cross in Nitrogen Drilling Process[J]. Physical Testing and Chemical Analysis Part A: Physical Testing, 2015, 51(7): 459-461.

[9] 艾志久, 孟璋勐, 柴希伟, 等. 整体式 Y 型采气井口装置冲蚀规律及量化计算[J]. 科技导报, 2015, 33(11): 54-58.
AI Zhi-jiu, MENG Zhang-jie, CHAI Xi-wei, et al. Erosion Characteristics and Quantitative Calculation of Y-type Gas Production Wellhead[J]. Science and Technology Review, 2015, 33(11): 54-58.

[10] 陈鹏, 刘绘新, 王春生, 等. 钻油管钻完井条件下采气井口装置冲蚀及优化[J]. 石油矿场机械, 2014(2): 55-60.
CHEN Peng, LIU Hui-xin, WANG Chun-sheng, et al. Research on Optimization Allocation of Gas Wellhead under the Condition of Gas Drilling and Drilling-tubing Completion[J]. Oil Field Equipment, 2014(2): 55-60.

[11] ZHU Hong-jun, WANG Jian, BA Bin, et al. Numerical Investigation of Flow Erosion and Flow Induced Displacement of Gas Well Relief Line[J]. Journal of Loss Prevention in the Process Industries, 2015, 37: 19-32.

[12] ZHU Hong-jun, LIN Yuan-hua, ZENG De-zhi, et al. Numerical Analysis of Flow Erosion on Drill Pipe in Gas Drilling[J]. Engineering Failure Analysis, 2012, 22: 83-91.

[13] 郑玉贵, 姚治铭, 柯伟. 流体力学因素对冲刷腐蚀的影响机制[J]. 腐蚀科学与防护技术, 2000, 12(1): 37-40.
ZHENG Yu-gui, YAO Zhi-ming, KE Wei. Review on the Effects of Hydrodynamic Factors on Erosion-corrosion[J]. Corrosion Science and Protection Technology, 2000, 12(1): 37-40.

[14] PERIRA G C, SOUZA F J D, MARTINS D A D M. Numerical Prediction of the Erosion due to Particles in Elbows[J]. Powder Technology, 2014, 261(7): 105-117.

[15] ZHANG Y, REUTERFORS E P, MCLAURY B S, et al. Comparison of Computed and Measured Particle Velocities and Erosion in Water and Air Flows[J]. Wear, 2007, 263(1-6): 330-338.

[16] CHEN X, MCLAURY B S, SHIRAZI S A. Application and Experimental Validation of a Computational Fluid Dynamics (CFD)-based Erosion Prediction Model in Elbows and Plugged Tees[J]. Computers & Fluids, 2004, 33(10): 1251-1272.