

基于自相似模型的气井管柱中流体的近壁压力试验研究

刘铭刚^{1,2}, 闫怡飞^{2,3}, 谢巍⁴, 王建军⁵, 韩生超^{1,2}, 杨秀娟^{1,2}, 闫相祯^{1,2}

(1. 中国石油大学储运与建筑工程学院, 山东青岛 266580; 2. 中国石油大学油气 CAE 技术研究中心, 山东青岛 266580;
3. 中国石油大学机电工程学院, 山东青岛 266580; 4. 华北油田采油工程研究院, 河北任丘 062552;
5. 中国石油集团石油管工程技术研究院, 陕西西安 710077)

摘要:气井管柱内流体运动状态和近壁压力分布的确定对井筒安全和完整性评价有重要意义。从相似性原理出发设计气井管柱流体力学试验,通过尺寸比尺和流速控制实现模型与原型的几何相似和雷诺数自相似,采用试验和数值计算对气井造斜弯曲段管柱近壁压力进行对比研究,利用相对误差分析验证试验的可行性。结果表明:气井管柱室内流体试验满足雷诺数自相似下的几何相似条件;当取运动黏度为试验不变量时,管柱近壁压力的试验模拟结果与数值计算结果相比偏小,当试验压差为 0~20 MPa 时,近壁压力最大相对误差为 4.12%,且压差越大,相对误差越小;随着生产压差($p_p=5\sim 20$ MPa)和油管内径($D=76.00\sim 157.08$ mm)的增大,管柱整体近壁压力和沿程压力降增大;造斜弯曲段流入端的局部压程比随油管径增大而增大,流出端规律相反。满足几何相似和雷诺自相似条件的管柱流体试验是气井管柱近壁压力研究的有效手段。

关键词:管柱; 流体试验; 近壁压力; 相似理论; 储气库

中图分类号:TE 38 **文献标志码:**A

引用格式:刘铭刚, 闫怡飞, 谢巍, 等. 基于自相似模型的气井管柱中流体的近壁压力试验研究[J]. 中国石油大学学报(自然科学版), 2017, 41(2):147-155.

LIU Minggang, YAN Yifei, XIE Wei, et al. Experimental study on near-wall-pressure in gas well tubing based on self-similar theory[J]. Journal of China University of Petroleum (Edition of Natural Science), 2017, 41(2):147-155.

Experimental study on near-wall-pressure in gas well tubing based on self-similar theory

LIU Minggang^{1,2}, YAN Yifei^{2,3}, XIE Wei⁴, WANG Jianjun⁵, HAN Shengchao^{1,2},
YANG Xiujuan^{1,2}, YAN Xiangzhen^{1,2}

(1. College of Pipeline and Civil Engineering in China University of Petroleum, Qingdao 266580, China;
2. Oil and Gas CAE Technology Research Center in China University of Petroleum, Qingdao 266580, China;
3. College of Electromechanical Engineering in China University of Petroleum, Qingdao 266580, China;
4. Petroleum Production Engineering Research Institute of Huabei Oilfield Company, Renqiu 062552, China;
5. CNPC Tubular Goods Research Institute, Xi'an 710077, China)

Abstract: The flowing state and pressure distribution near the wall of the wellbore plays an important role in the safety and integrity assessment of gas wells. An indoor small-scale testing experiment is designed to study the flowing state in the column based on the similarity principle. The geometrical similarity between the model and the prototype, and the Reynolds number self-similarity are both realized by the size scale and velocity control. The comparative analysis in use of experimental and numerical methods is

收稿日期:2016-05-22

基金项目:国家自然科学基金项目(51274231, 51374228, U1262208);中央高校基本科研业务费专项(15CX06067A);国家油气重大专项(2016ZX05017-003-01);中石油“十三五”基础课题(2016A-3905)

作者简介:刘铭刚(1990-),男,博士研究生,研究方向为油气工程力学、机械强度及可靠性。E-mail:liuminggang0303@126.com。

通讯作者:闫怡飞(1984-),男,博士,研究方向为油气安全工程。E-mail:yanyf163@163.com。

performed to study the near-wall-pressure in the bending area of the tube, and the feasibility of the experiment is verified by the relative error analysis. The result shows that, the experiment satisfies the geometry similar conditions and self-similarity of Reynolds number. The experimental results of the near-wall-pressure is smaller than the numerical simulation result when the kinematics viscosity is taken as an invariable. The maximum experimental error is 4.12% when the working pressure is less than 20 MPa and the experimental error decreases with the increase of the working pressure. With the increase of the production pressure ($p_p=5 \sim 20$ MPa) and the tubing diameter ($D=76.00 \sim 157.08$ mm), the near-wall-pressure and pressure-fall of the tubing also increase. The pressure-distance rate of the inflow end in the bending segment increases with the increase of the deviation angle and tubing diameter, while that of the outflow end is on the contrary. Conclusions can be drawn that the fluid in tubing experiment satisfying the geometric similarity and Reynold self-similarity is an efficient way to investigate the near-wall-pressure.

Keywords: tubing; fluid experiment; near-wall-pressure; similarity theory; underground gas storage

现阶段对气井管柱内流体运动状态和沿程近壁压力的研究方法主要为试验井检测和数值计算。试验井设计施工难度高、成本巨大,且可模拟工况单一,难以作为技术创新和科学研究的有效手段;数值计算方法模型成熟、工况设计简单,且结果提取和分析相对简单,是目前广大学者和科研机构在油气井井筒流体状态研究方面的主要研究手段,然而运存资源占用大、网格质量要求高、计算效率低等缺点使其很难用于大井深或完整管柱段内的流体状态建模和计算^[1-10]。有学者拟设计类似低流速输运管道小尺寸流体力学试验的气井管柱室内试验,对天然气在注采过程中的状态进行研究,但都受制于无法完全满足相似性试验设计原理中的流体动力学相似而止步。目前国内外学者对室内小尺寸流体试验及相应数值试验的设计主要是针对低流速管流开展的,如 Stack、Zhang 等^[11-16]对管道的弯管段流体冲蚀问题开展了研究,Elling 等^[17]设计了气体在粗糙管路中的流动状态对比试验,研究了管壁摩擦对管路沿程压力分布的影响规律,Ferng 等^[18-19]对输气薄壁管道的冲蚀问题进行数值模拟,Mazumder 等^[20-22]为确定管道冲蚀位置进行了试验研究;Kays 等^[23-26]对流体流经变径管路和突变截面时的运动状态进行了理论和数值计算。在气井管柱方面,比较代表性的有 Savidge 等^[27]推导了理想气体音速流动时的运动状态方程并与低速流进行比较,Zhu 等^[28-30]利用计算流体力学(CFD)方法对气体钻井中冲蚀问题进行了探索,练章华、王嘉淮等^[31-32]分别对高压气井和地下储气库井管柱气体冲蚀问题进行了初步研究,但都由于缺少参考试验无法对理论计算结果进行验证。针对这些研究现状,笔者设计满足几何相似和雷诺自相似条件的气井管柱流体试验,测量管柱沿程近壁压力,研究注采压差和油管内径对管柱沿程近壁压力的影响规律,并与数值计算结果对比,通过相对误差分析验证试验方案的可行性。

1 物理试验

1.1 相似性原理和模型参数

地下储气库井注入工况下,天然气经压缩机压缩后注入井底,采出工况时天然气自井底流向带压井口,可认为天然气在油管柱内以压缩状态做单相运动。要使试验模型(用下标 m 表示)与原型(用下标 p 表示)具有相同的流动规律,利用模型预测原型流场状态,模型与原型须满足流动相似条件,即两个流动在对应时刻对应点上同名物理量具有各自的比例关系。具体地,流动相似就是要求模型与原型之间满足几何相似、运动相似和黏度相似条件。考虑采气工况下天然气在管柱内的流动为可压缩的等熵流动(天然气等熵指数 $n=1.27 \sim 1.30$),有

$$p/\rho^n = K. \quad (1)$$

式中, K 为常数。

定义雷诺数 Re 为决定性相似准数,则根据雷诺数相等得到相似条件:

$$Re = \rho_p U_p L_p / \mu_p = \rho_m U_m L_m / \mu_m. \quad (2)$$

根据流动相似准则,模型与原型的比尺须满足的关系为

$$\lambda_U = \lambda_v / \lambda_L. \quad (3)$$

其中

$$\lambda_U = \frac{U_p}{U_m}, \lambda_v = \frac{v_p}{v_m} = \frac{\rho_p / \mu_p}{\rho_m / \mu_m}, \lambda_L = \frac{L_p}{L_m}$$

式中, p 为天然气压力,Pa; ρ 为天然气密度, $\text{kg} \cdot \text{m}^{-3}$; L 为管路长度,m; D 为管路内径,m; λ_L 、 λ_U 和 λ_v 分别为几何比尺、速度比尺和黏度比尺。

表1为试验管路规格与实际油管规格对照。由表1可以得到原型与模型的几何比尺(以管柱规格 $\Phi 114.3 \text{ mm} \times 7.37 \text{ mm}$ 为例,下同)为

$$\lambda_L = L_p / L_m = 1200.0 / 40.0 = 28, \quad (4)$$

$$\lambda_L = D_p / D_m = 99.56 / 3.556 = 28. \quad (5)$$

天然气与试验气体(空气)物理参数对照如表2

所示。试验中忽略两种气体黏度差异性,则原型与模型的黏度比尺满足

$$\lambda_v = \nu_p / \nu_m = 1.$$

(6)

由式(3)可知满足流动相似条件下的原型与模型的速度比尺为

$$\lambda_u = 1 / \lambda_L = 28.$$

(7)

根据流体力学理论,当流体运动进入自模化状态时,流体紊流程度及速度剖面几乎不再变化,称为流体的雷诺数自相似现象。由文献[34-35]可知,生产过程中的高产气井和地下储气库井管柱内天然气处于完全紊流粗糙管区,此时气体满足雷诺数自相似条件,运动相似条件被放松。试验中取模型速度参数与原型一致,即

$$U_m = U_p.$$

(8)

至此,满足相似条件的气井管柱流体试验模型得以建立。根据上述相似模型,当实际油管内径 99.56 mm、目标井段油管长度取 1 200 m 时,试验模型参数为:油管内径 3.556 mm,油管长度 40.0 m,入口气体流速 $120\text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$,空气运动黏度 $15.8\text{ mm}^2 \cdot \text{s}^{-1}$ 。

表 1 试验管路规格与实际油管规格对照

Table 1 Specifications comparison of test tubing and actual tubing

编号	模型规格/mm			原型(实际油管)规格/mm			
	内径	外径	壁厚	规格	内径	外径	壁厚
1	2.695	3.175	0.24	Φ88.9×6.45	76.00	88.90	6.45
2	3.556	4.516	0.48	Φ114.3×7.37	99.56	114.3	7.37
3	4.334	5.774	0.72	Φ139.7×9.17	121.36	139.7	9.17
4	5.610	7.530	0.96	Φ177.8×10.36	157.08	177.8	10.36

表 2 试验气体物理参数

Table 2 Physical and mechanical parameters of natural gas

流体类别	密度/ ($\text{kg} \cdot \text{m}^{-3}$)	动力黏 度/ ($\mu\text{Pa} \cdot \text{s}$)	运动黏度/ ($\text{mm}^2 \cdot \text{s}^{-1}$)	定压比热/ ($\text{kJ} \cdot \text{kg}^{-1} \cdot \text{K}^{-1}$)	定容比热/ ($\text{kJ} \cdot \text{kg}^{-1} \cdot \text{K}^{-1}$)
甲烷	0.548	16.067	22.071	2.231	1.704
空气	1.169	18.448	15.787	1.007	0.720

1.2 试验流程设计

根据相似模型设计试验,对沿程近壁压力进行测量,试验装置和数据采集单元分别如图 1、2 所示。

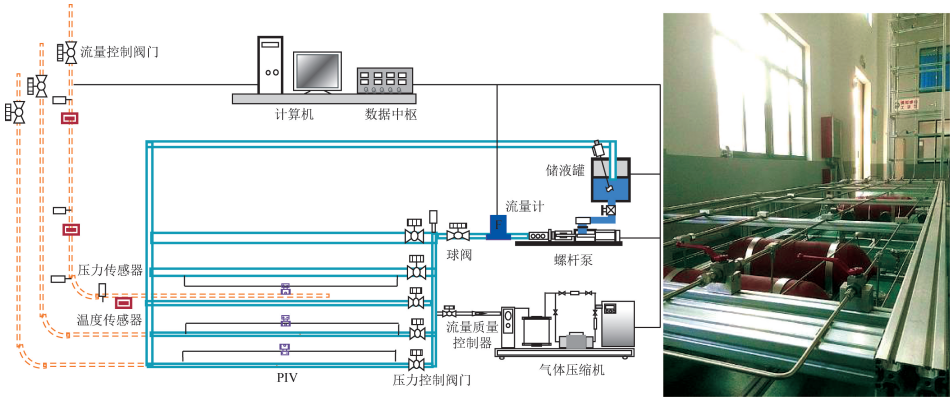


图 1 试验装置结构框图和现场照片

Fig.1 Diagram and picture of experimental apparatus unit structure

试验管路由空压机、增压泵、气体储气罐、高压管路、压力表等构成。由空压机提供流量,用增压泵将气体增压到所需压力,储气罐稳定流量,根据试验需要设置 4 组不同直径的管路,用含接箍短管模拟变截面管柱段,设置切换阀门控制管路状态,注入压力和流出压力由压力传感器和差压传感器测量。

试验装置及数据采集原理及系统界面如图 2 所示。4 路压力信号和 2 路流量计信号由模拟量输入模块 7017 采集,经 7520 转换成 RS232 协议与计算机连接。温度信号由 7033 采集。球阀由 7024 输出电压控制。应变片数据由应变仪采集。流体泵状态由变频器与计算机连接进行控制。管路内气体流速由 PIV 粒子图像测速仪测定并转化为数字信号进行

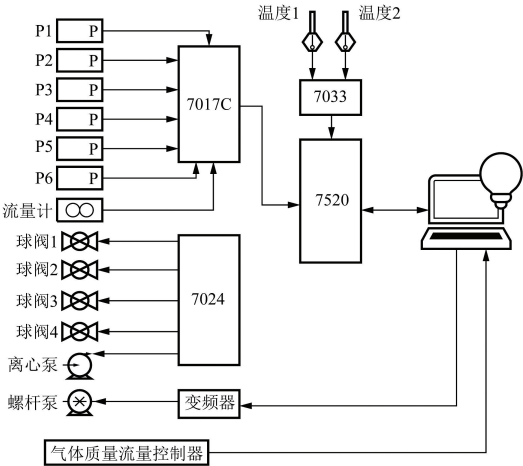


图 2 试验数据采集单元结构

Fig.2 Experimental data collection unit structure

输出。

1.3 工况设置和试验结果

以某储气库试验井 S-4 井身结构为基础,根据实际井身数据设计试验管路。试验井为定向井,井身参数如表 3 所示。

表 3 试验井 S-4 井身参数

Table 3 Well parameters of test well S-4

井下结构	管柱总长/m	下入深度/m	补心距/m	最大井斜斜深/m	最大井斜斜度/(°)	最大井斜方位/(°)
表层套管	202.74	213.45	10.71	—	—	—
技术套管	3 386.94	3 398.29	11.35	2 890.44	23.60	290.81
油管	4 598.08	4 607.00	8.920	—	—	—
筛管	204.21	4 805.00	—	—	—	—

试验井底压力为 20 MPa。设置以下试验工况:管柱规格分别取 $\Phi 88.9\text{ mm}\times 6.45\text{ mm}$ 、 $\Phi 114.3\text{ mm}\times 7.37\text{ mm}$ 、 $\Phi 139.7\text{ mm}\times 9.17\text{ mm}$ 和 $\Phi 177.8\text{ mm}\times 10.36\text{ mm}$,注气量分别取 $20\times 10^4\text{ m}^3\cdot\text{d}^{-1}$ (对应压差

5 MPa)、 $30\times 10^4\text{ m}^3\cdot\text{d}^{-1}$ (对应压差 10 MPa)、 $40\times 10^4\text{ m}^3\cdot\text{d}^{-1}$ (对应压差 15 MPa)和 $50\times 10^4\text{ m}^3\cdot\text{d}^{-1}$ (对应压差 20 MPa)。试验工况如表 4 所示。测量造斜弯曲段(对应井深 1 200~2 400 m 井段)油管柱近壁压力沿程分布,结果如表 5 所示。

表 4 试验工况设置

Table 4 Test conditions

工况	注气量/ ($\text{m}^3\cdot\text{d}^{-1}$)	注气压 差/MPa	油管规 格/mm	油管内 径/mm	最大狗腿度/ ($(^\circ)\cdot\text{m}^{-1}$)
1	20×10^4	5	$\Phi 114.3\times 7.37$	99.56	9/30
2	30×10^4	10	$\Phi 114.3\times 7.37$	99.56	9/30
3	40×10^4	15	$\Phi 114.3\times 7.37$	99.56	9/30
4	50×10^4	20	$\Phi 114.3\times 7.37$	99.56	9/30
5	40×10^4	15	$\Phi 88.9\times 6.45$	76.00	9/30
6	40×10^4	15	$\Phi 114.3\times 7.37$	99.56	9/30
7	40×10^4	15	$\Phi 139.7\times 9.17$	121.36	9/30
8	40×10^4	15	$\Phi 177.8\times 10.36$	157.08	9/30

表 5 造斜弯曲段油管近壁压力

Table 5 Near-wall pressure of whipstocking segment

工 况	注气 压差/ MPa	井斜 角/ (°)	油管内 径/ mm	流入端						流入端					
				弯曲外侧			弯曲内侧			弯曲外侧			弯曲内侧		
				压力/MPa		压强比/ ($\text{MPa}\cdot\text{m}^{-1}$)	压力/MPa		压强比/ ($\text{MPa}\cdot\text{m}^{-1}$)	压力/MPa		压强比/ ($\text{MPa}\cdot\text{m}^{-1}$)	压力/MPa		压强比/ ($\text{MPa}\cdot\text{m}^{-1}$)
				测点 1	测点 2		测点 1	测点 2		测点 5	测点 6		测点 7	测点 8	
1	5	23.6	99.56	21.03	21.15	0.12	21.04	20.90	-0.14	20.22	20.10	-0.12	20.24	20.33	0.09
2	10	23.6	99.56	23.87	24.05	0.18	23.86	23.68	-0.18	21.27	20.95	-0.32	20.85	21.06	0.21
3	15	23.6	99.56	26.03	26.38	0.35	26.02	25.65	-0.37	21.68	21.27	-0.41	21.11	21.36	0.25
4	20	23.6	99.56	28.57	29.08	0.51	28.55	28.08	-0.50	22.25	21.62	-0.63	21.46	21.84	0.38
5	15	23.6	76.00	27.85	28.20	0.35	27.85	27.45	-0.40	22.09	21.68	-0.41	21.55	21.75	0.20
6	15	23.6	99.56	26.03	26.38	0.35	26.02	25.65	-0.37	21.68	21.27	-0.41	21.11	21.33	0.22
7	15	23.6	121.36	25.62	25.95	0.33	25.60	25.23	-0.37	21.35	20.92	-0.43	20.77	21.00	0.23
8	15	23.6	157.08	24.81	25.01	0.20	24.73	24.42	-0.31	21.07	20.61	-0.46	20.42	20.67	0.25

2 数值模拟

2.1 数值模型

为了对物理试验进行修正,基于 ANSYS CFX/CFD 模块对表 4 中井身参数进行数值建模和计算。基于 CFX/CFD 的数值计算方法作为目前高速管流研究的有效手段,其在气井管柱沿程流体压力计算的精度和可靠性已经验证^[25-26]。管柱几何模型和单元划分如图 3 所示。模型以入口端面为源面,采用六面体网格进行单元划分,弯曲管柱段采用楔形网格过渡和加密。设置管柱流入、流出端为压力边界,压缩机出口(流入端)压力恒定,参考环境温度(56.25℃)。假定油管壁面无滑移,选用 Segregated Solver 算法求解。

2.2 模型理论

引入 Renormalization-group(RNG) $k-\varepsilon$ 涡黏湍流模型^[28-30],该模型的连续方程和运动方程分别为

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \frac{\partial \rho U_j}{\partial x_j} = 0.$$

(9)

$$\frac{\partial \rho U_i}{\partial t} + \frac{\partial \rho U_i U_j}{\partial x_j} = -\frac{\partial p}{\partial x_i} + \frac{\partial}{\partial x_j} \left[\mu_{\text{eff}} \left(\frac{\partial U_i}{\partial x_j} + \frac{\partial U_j}{\partial x_i} \right) \right] + S_M.$$

(10)

式中, $x_{i,j,w}$ 对应空间坐标系中的 i,j,w 方向; $U_{i,j,w}$ 为流体在 i,j,w 方向上的瞬时速度分量; S_M 为体积力; ρ 为相对密度; μ_{eff} 为有效动力黏度,数值上等于分子(动力)黏度 μ 与湍流黏度 μ_t 之和; p 为静压。

对实际可压缩流体修正为

$$p = p_0 + \frac{2}{3} \rho k + \frac{2}{3} \mu_{\text{eff}} \frac{\partial U_w}{\partial x_w}.$$

(11)

式中, p_0 为流体不可压缩时的静压。

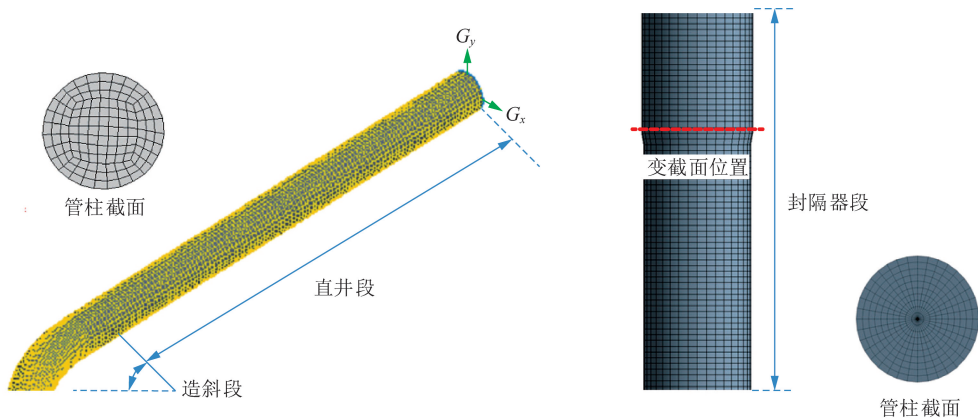


图3 数值模型及网格划分

Fig.3 Meshes of tubing and packer model

根据梯度扩散假定,黏涡模型的雷诺应力 $\rho \overline{u_i u_j}$ 可由流体速度梯度和湍流黏度表示为

$$\rho \overline{u_i u_j} = -\mu_{\text{eff}} \left(\frac{\partial U_i}{\partial x_j} + \frac{\partial U_j}{\partial x_i} \right) + \frac{2\delta_{ij}}{3} \left(\rho k + \mu_{\text{eff}} \frac{\partial U_w}{\partial x_w} \right). \quad (12)$$

式中,Kronecker 积分项 δ_{ij} 在 $i=j$ 时, $\rho \overline{u_i u_i}$ 为正应力; $i \neq j$ 时, $\rho \overline{u_i u_j}$ 为切应力。

由传递方程^[31-32]

$$\frac{\partial(\rho k)}{\partial t} + \frac{\partial(\rho k U_j)}{\partial x_j} = \frac{\partial}{\partial x_j} \left[\left(\mu + \frac{\mu_t}{\sigma_{\text{wRNG}}} \right) \frac{\partial k}{\partial x_j} \right] + G_w + G_b - Y_M - \rho \varepsilon, \quad (13)$$

$$\frac{\partial(\rho \varepsilon)}{\partial t} + \frac{\partial(\rho \varepsilon U_j)}{\partial x_j} = \frac{\partial}{\partial x_j} \left[\left(\mu + \frac{\mu_t}{\sigma_{\text{eRNG}}} \right) \frac{\partial \varepsilon}{\partial x_j} \right] + \frac{\varepsilon}{k} (C_{\text{e1RNG}} G_w - C_{\text{e2RNG}} \rho \varepsilon + C_{\text{ueRNG}} G_{\text{eb}}). \quad (14)$$

可得到湍动能 k 和湍动能耗散率 ε ,至此方程(8)、(9)封闭。

其中

$$G_w = \mu_t \left(\frac{\partial U_i}{\partial x_j} + \frac{\partial U_j}{\partial x_i} \right) \frac{\partial U_i}{\partial x_j} - \frac{2}{3} \frac{\partial U_w}{\partial x_w} \left(3\mu_t \frac{\partial U_w}{\partial x_w} + \rho k \right),$$

$$Y_M = 2\rho \varepsilon M_l^2,$$

$$M_l = \sqrt{k/a^2}.$$

式中, i 和 j 代表坐标方向; k 和 ε 分别为单位质量气体的湍动能和相对湍动能耗散率; σ_{kRNG} 和 σ_{eRNG} 分别为 k 方程和 ε 方程湍流模型常数,均取为 0.717 9; β_{RNG} 为湍流模型常数,取 0.012; C_{e1RNG} 、 C_{e2RNG} 和 C_{ueRNG} 均为湍流模型常数,分别取 1.42、1.68 和 0.085^[30]; G_w 为与平均速度梯度有关的湍动能生成项; G_b 和 G_{eb} 为与浮力有关的湍动能生成项; G_w 为黏度引起的涡量项; Y_M 为流体可压缩性引起的相对湍动能耗散率改变量; M_l 为马赫数; a 为音速,m/s。

2.3 计算结果

日注气量为 $40 \times 10^4 \text{ m}^3$,井斜角为 23.6° (最大狗腿度为 $9^\circ/30 \text{ m}$),采用 $\Phi 114.3 \text{ mm} \times 7.37 \text{ mm}$ 油管时,试验井油管柱内天然气近壁压力的截面分布如图 4 所示。从图 4 可以看出:(1)管柱近壁压力沿程分布受井身结构影响很大。高速天然气流入造斜段时,管柱外壁压力增大,内壁压力减小;(2)天然气流出造斜段时,压力分布随狗腿度减小逐渐趋于均匀。

3 影响参数分析

3.1 注采压差

管柱规格和井身结构确定时(井斜角 23.6° ,油管 $\Phi 114.3 \text{ mm} \times 7.37 \text{ mm}$),地下储气库井筒天然气状态受注气压差影响。图 5、6 分别为地下储气库井筒底部压力恒定(20 MPa),注气压差分别为 5、10、15 和 20 MPa 时,造斜弯曲段油管柱内沿程近壁压力的物理试验和数值试验结果。

从图 5 可以看出,随着试验压差的增大,注气过程中沿井身整体近壁压力降 Δp (管柱沿程上两点间的近壁静压之差)增大,整体压程比 Ψ (管柱沿程上两点间的近壁静压之差与两点距离的绝对值之比)相应增大。从图 6 可以看出,试验压差从 5 MPa 提高到 20 MPa 的过程中,流入端弯曲外侧两测点的平均压降变化率为 36.7%,弯曲内侧两测点的平均压降变化率为 35.0%,相应局部压程比变化率为 325% 和 257%;流出端弯曲外侧两测点的平均压降变化率为 8.80%,弯曲内侧两测点的平均压降变化率为 6.73%,相应局部压程比变化率为 425% 和 322%;说明造斜弯曲段流入、流出端的局部压程比随压差增大而增大,其中弯曲外侧近壁压力相比弯曲内侧对应位置增幅更大,因此造斜弯曲段局部最

大压降最有可能发生在流入端弯曲外侧或流出端弯

曲内侧。

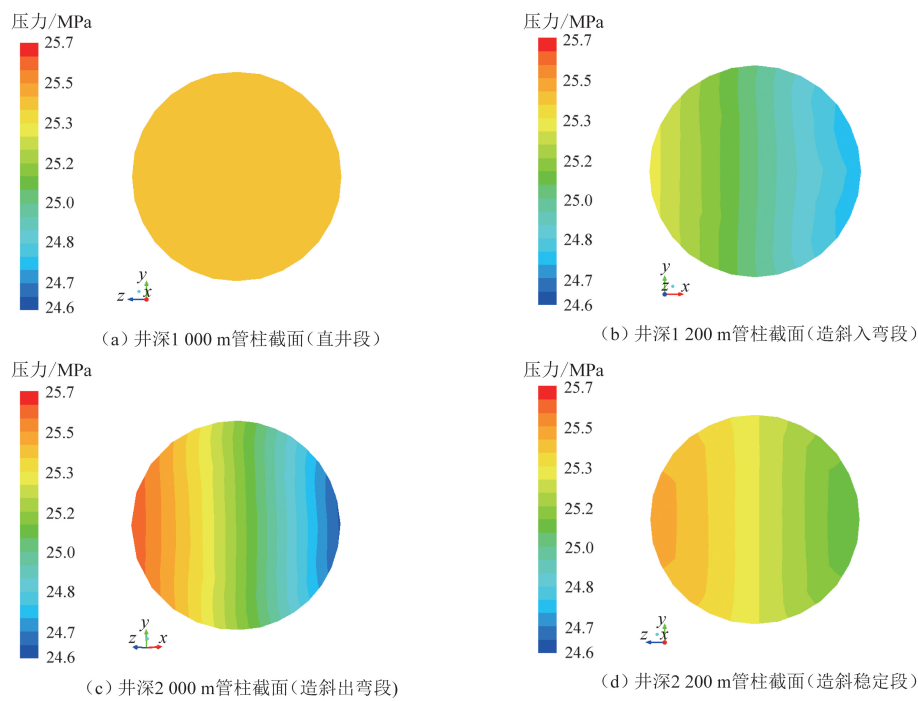


图 4 油管内压力截面分布云图

Fig. 4 Distribution of pressure cross section in tubing

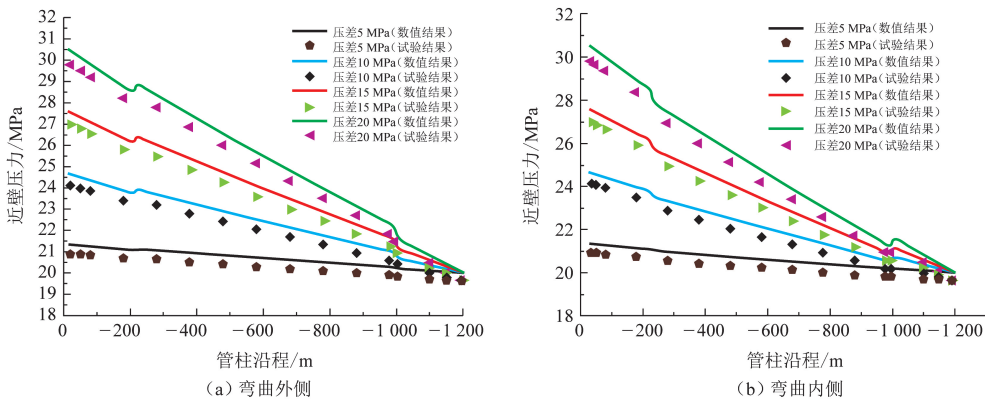


图 5 造斜弯曲段油管内沿程近壁静压随压差变化规律

Fig. 5 Near wall static pressure variation with pressure in tubing of whipstocking

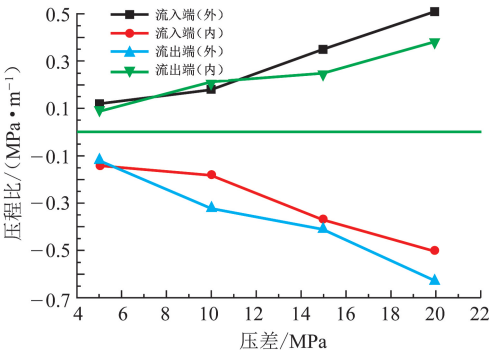


图 6 造斜弯曲段流入、流出端局部压程比随压差变化规律

Fig. 6 Pressure-distance rate variation with pressure in tubing of whipstocking

3.2 油管内径

油管规格由内径和壁厚确定。研究井斜角和日注气量一定(井斜角为 23.6°、注气量 $40\times10^4\text{ m}^3\cdot\text{d}^{-1}$)时地下储气库油管柱近壁压力变化规律。图 7、8 分别为油管规格取 $\Phi 88.9\text{ mm}\times 6.45\text{ mm}$ 、 $\Phi 114.3\text{ mm}\times 7.37\text{ mm}$ 、 $\Phi 139.7\text{ mm}\times 9.17\text{ mm}$ 、 $\Phi 177.8\text{ mm}\times 10.36\text{ mm}$ 时,造斜弯曲段管柱沿程近壁压力物理试验和数值试验结果。

从图 7 可以看出,随着油管内径的增大,注气过程中沿井身整体近壁压力和压力降增大。从图 8 可以看出,油管内径增大时,流入端弯曲外侧两测点的平均压降变化率为 -11.1%,弯曲内侧两测点的平均压降变化率为 -11.0%,相应局部压程比变化率

为-42.9%和-22.5%;流出端弯曲外侧两测点的平均压降变化率为-4.77%,弯曲内侧两测点的平均压降变化率为-5.10%,相应局部压程比变化率为

12.2%和25.0%;说明造斜弯曲段流入端局部压程比随管径增大而减小,流出端规律相反。

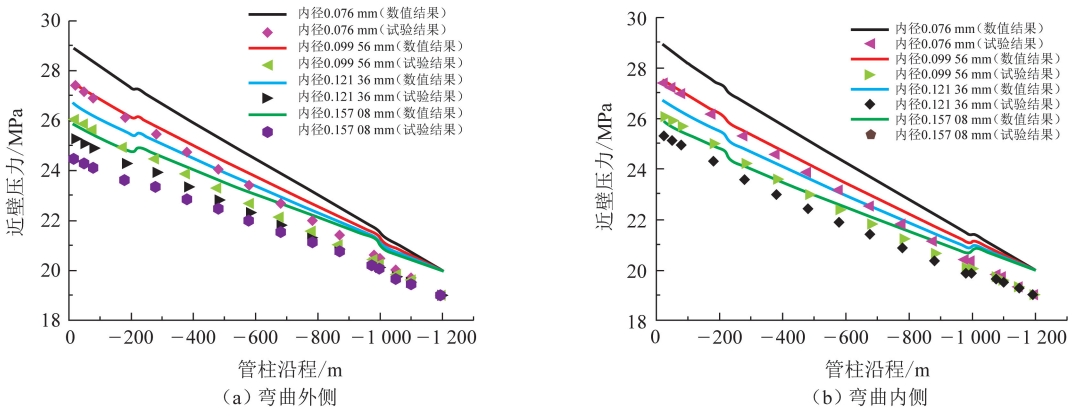


图 7 造斜弯曲段油管柱内沿程近壁静压随油管内径变化规律

Fig. 7 Near wall static pressure variation with inner diameter in tubing of whipstocking

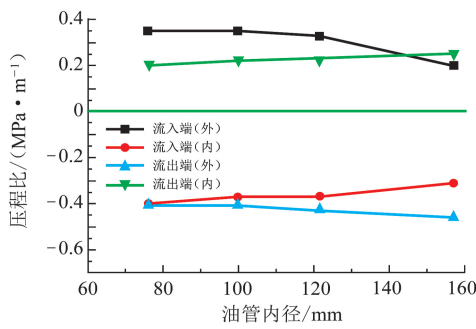


图 8 造斜弯曲段流入、流出端局部压程比随油管内径变化规律

Fig. 8 Pressure-distance rate variation with inner diameter in tubing of whipstocking

3.3 试验结果分析

从图 6、8 可以看出,气井管柱内流体室内小尺

寸试验的近壁压力分布及变化规律与数值试验计算结果相比数值偏小,但误差范围稳定,说明当简化流体黏度和速度比尺时,满足几何相似的小尺寸试验可以较好地描述管柱沿程近壁流体压力分布和参数变化规律。表 6 列出了沿井身管柱测点 1、2 处近壁压力的试验结果和数值结果对比,其他测点可类似处理。

从表 6 可以看出,对比数值结果,试验测得近壁压力最大误差为 4.12%,在容许范围内。注气压差从 5 MPa 增大到 20 MPa 过程中,测点 1 和测点 2 弯曲外侧静压的试验误差从 4.11%减小到 2.91%,内侧静压的试验误差从 4.12%减小到 2.95%,说明压差增大,可以降低试验误差;从表 6 中还可以看出,油管内径对试验误差影响很小,可忽略。

表 6 管柱近壁压力的试验结果和数值结果对比

Table 6 Near-wall pressure comparison of test and numerical results

注气压差/ MPa	油管内径/ mm	弯曲外侧静压/MPa		误差/%	弯曲内侧静压/MPa		误差/ %
		试验结果	数值结果		试验结果	数值结果	
5	99.56	21.03	21.89	4.11	21.15	22.02	4.12
10	99.56	23.87	24.78	3.82	24.05	24.97	3.84
15	99.56	26.03	26.87	3.21	26.38	27.25	3.28
20	99.56	28.57	29.40	2.91	29.08	29.94	2.95
15	76.00	27.85	28.80	3.42	28.20	29.18	3.48
15	99.56	26.03	26.92	3.42	26.38	27.29	3.46
15	121.36	25.62	26.50	3.42	25.95	26.84	3.44
15	157.08	24.81	25.66	3.43	25.01	25.87	3.44

4 计算实例对比分析

现场储气库 S-4 井油管总长为 4805 m,井身结构如表 3 所示。日注气量 40×10⁴ m³,平均狗腿度为

9°/30 m,油管规格为 Φ114.3 mm×7.37 mm,初始井底流压为 20 MPa,压缩机出口压力为 35 MPa(恒定),气体密度为 0.59 kg · m⁻³,动力黏度为 16.07 μPa · s,运动黏度为 22.07 mm² · s⁻¹,比定压热容为

$2.23 \text{ kJ} \cdot \text{kg}^{-1} \cdot \text{K}^{-1}$, 比定容热容为 $1.70 \text{ kJ} \cdot \text{kg}^{-1} \cdot \text{K}^{-1}$ 。当压力修正系数取 1.287 时, 井下压力探测器反馈的油管近壁压力沿井身分布与本文中试验测得结果对比见图 9。由此可以看出, 本文试验结果与现场实测结果吻合度较好, 说明气井管柱流体试验作为井下压力检测的辅助技术, 其结果可为气井管柱设计、生产效果预估提供一定参考。

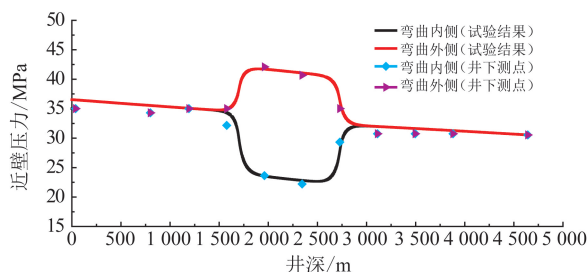


图9 油管近壁压力分布试验结果与现场测量结果对比

Fig. 9 Comparison of experimental results and field measurements of near-wall pressure distributions

5 结 论

(1) 气体处于完全紊流粗糙管区时满足雷诺数自相似条件, 气井管柱流体试验通过尺寸比尺实现几何相似, 通过流速控制实现雷诺数自相似。

(2) 近壁压力的试验结果与数值结果相比结果偏小, 但相对误差在容许范围内, 且随着压差增大, 试验误差减小。

参考文献:

- [1] 丁国生, 李春, 王皆明, 等. 中国地下储气库现状及技术发展方向[J]. 天然气工业, 2015, 35(11): 107-112.
DING Guosheng, LI Chun, WANG Jieming, et al. The status quo and technical development direction of underground gas storages in China[J]. Natural Gas Industry, 2015, 35(11): 107-112.
- [2] 丁国生. 中国地下储气库的需求与挑战[J]. 天然气工业, 2011, 31(12): 90-93.
DING Guosheng. Demand and challenges for underground gas storages in China [J]. Natural Gas Industry, 2011, 31(12): 90-93.
- [3] 肖学兰. 地下储气库建设技术研究现状及建议[J]. 天然气工业, 2012, 32(2): 79-82.
XIAO Xuelan. Research and proposals on underground gas storage construction technologies [J]. Natural Gas Industry, 2012, 32(2): 79-82.
- [4] 袁光杰, 杨长来, 王斌, 等. 国内地下储气库钻完井技术现状分析[J]. 天然气工业, 2013, 33(2): 61-64.
YUAN Guangjie, YANG Changlai, WANG Bin, et al.

Drilling and completion technologies for the underground gas storage (UGS) in China: a state-of-the-art appraisal [J]. Natural Gas Industry, 2013, 33(2): 61-64.

- [5] 刘坤, 何娜, 张毅, 等. 相国寺储气库注采气井的安全风险及对策建议[J]. 天然气工业, 2013, 33(9): 131-135.
LIU Kun, HE Na, ZHANG Yi, et al. Safety risk analysis of gas injection and recovery wells in the Xiangguosi gas storage and countermeasures [J]. Natural Gas Industry, 2013, 33(9): 131-135.
- [6] 练章华, 韩建增, 董事尔. 基于数值模拟的复杂地层套管破坏机理研究[J]. 天然气工业, 2002, 22(1): 48-51.
LIAN Zhanghua, HAN Jianzeng, DONG Shi'er. Research on the casing failure mechanism of complex formation by numerical simulation [J]. Natural Gas Industry, 2002, 22(1): 48-51.
- [7] 林勇. 储气库注采井钻完井方案设计[D]. 西安: 西安石油大学, 2013.
LIN Yong. Plan design of well drilling and completion for injection and production wells of underground gas storages [D]. Xi'an: Xi'an Shiyu University, 2013.
- [8] 王霞. 储气库井生产动态分析方法及应用[D]. 西安: 西安石油大学, 2015.
WANG Xia. Well production dynamic analysis method and application of gas storage [D]. Xi'an: Xi'an Shiyu University, 2015.
- [9] PATANKAR S V. Numerical heat transfer and fluid flow [M]. Fremont: Hemisphere Publishing Corporation, 1980.
- [10] WILCOX D C. Turbulence modeling for CFD [M]. La Canada: DCW Industries, 2006.
- [11] STACK M M, ABDELRAHMAN S M. A CFD model of particle concentration effects on erosion-corrosion of Fe in aqueous conditions[J]. Wear, 2011, 273: 38-42.
- [12] ZHANG H, TAN Y Q, YANG D M, et al. Numerical investigation of the location of maximum erosive wear damage in elbow: effect of slurry velocity, bend orientation and angle of elbow [J]. Powder Technology, 2012, 217: 467-476.
- [13] TAN Y Q, ZHANG H, YANG D M, et al. Numerical simulation of concrete pumping process and investigation of wear mechanism of the piping wall [J]. Tribol Int, 2012, 46: 137-144.
- [14] LI R, YAMAGUCHI A, NINOKATA H. Computational fluid dynamics study of liquid droplet impingement erosion in the inner wall of a bend pipe [J]. J Power Energy Syst, 2010, 4: 327-336.
- [15] SUZUKI M, INABA K, YAMAMOTO M. Numerical simu-

- lation of sand erosion in a square-section 90-degree bend [J]. J Fluid Sci Technol, 2008,3:868-880.
- [16] ZENG L, ZHANG G A, GUO X P. Erosion-corrosion at different location of X65 carbon steel elbow [J]. Corros Sci, 2014,85:318-330.
- [17] SLETFJERDING, ELLING, GUDMUNDSSON, et al. Friction factor directly from roughness measurements [J]. Journal of Energy Resources Technology, Transactions of the ASME, 2003,125(2):126-130.
- [18] FERNG Y M. Predicting local distributions of erosion—corrosion wear sites for the piping in the nuclear power plant using CFD models [J]. Ann Nucl Energy, 2008, 35:304-313.
- [19] FERNG Y M, LIN B H. Predicting the wall thinning engendered by erosion-corrosion using CFD methodology [J]. Nucl Eng Des, 2010,240:2836-2841.
- [20] MAZUMDER Q H, SHIRAZI S A, MCLAURY B. Experimental investigation of the location of maximum erosive wear damage in elbows [J]. ASME J Press Vessel Technol, 2008,130:11303-1-8.
- [21] MAZUMDER Q H, SHIRAZI S A, MCLAURY B. Prediction of solid particle erosive wear of elbows in multi-phase annular flow-model development and experimental validations [J]. J Energy Resour Technol, 2008,130: 023001-1-10.
- [22] DENG T, PATEL M, HUTCHINGS I, et al. Effect of bend orientation on life and puncture point location due to solid particle erosion of a high concentrated flow in pneumatic conveyors [J]. Wear, 2005,258:426-433.
- [23] KAYS W M. Loss coefficient for abrupt changes in flow cross section with low Reynolds flow in single and multi-tube systems [J]. Transactions of the ASME Journal of Fluids Engineering, 1950,72:1067-1074.
- [24] ASTARITA G, GREGO G. Excess pressure drop in laminar flow through sudden contraction [J]. Fundamentals, 1968,7(1):27-31.
- [25] HABIB M A, BADR H M, MANSOUR R, et al. Numerical calculations of erosion in an abrupt pipe contraction of different contraction ratios [J]. International Journal for Numerical Methods in Fluids, 2004,46:19-35.
- [26] BADR H M, HABIB M A, MANSOUR R, et al. Numerical investigation of erosion threshold velocity in a pipe with sudden contraction [J]. Computers and Fluids, 2005,34:21-42.
- [27] JAESCHKE M, SCHLEY P. Ideal-gas thermodynamic properties for natural-gas applications [J]. International Journal of Thermophysics, 1995,16(6):1381-1392.
- [28] ZHU H J, LIN Y H, ZENG D Z, et al. Numerical analysis of flow erosion on drill pipe in gas drilling [J]. Eng Fail Anal, 2012,22:83-91.
- [29] ZHU H J, WANG J, CHEN X Y, et al. Numerical analysis of the effects of fluctuations of discharge capacity on transient flow field in gas well relief line [J]. J Loss Prev Process Indust, 2014,31:105-112.
- [30] ZHU H J, PAN Q, ZHANG W L, et al. CFD simulations of flow erosion and flow-induced deformation of needle valve: effects of operation, structure and fluid parameters [J]. Nucl Eng Des, 2014,273:396-411.
- [31] 练章华,魏巨兴,宋周成,等. 高压高产气井屈曲管柱冲蚀损伤机理研究 [J]. 石油钻采工艺, 2012,34(1): 6-9.
- LIAN Zhonghua, WEI Chenxing, SONG Zhoucheng, et al. Erosion damage mechanism of buckled tubing in high pressure and high production gas wells [J]. Oil Drilling & Production Technology, 2012,34(1):6-9.
- [32] 王嘉淮,罗天雨,吕毓刚,等. 呼图壁地下储气库气井冲蚀产量模型及其应用 [J]. 天然气工业, 2012,32(2):57-59,117.
- WANG Jiahuai, LUO Tianyu, LÜ Yugang, et al. Research and application of model of gas well erosion output of the Hutubi underground gas storage [J]. Natural Gas Industry, 2012,32(2):57-59,117.
- [33] 韩治成. Laval 喷管高速气流变工况外流场测量方法的研究 [D]. 鞍山:辽宁科技大学, 2013.
- HAN Zhicheng. Measurement method research on high speed flow external flow field of Laval nozzle under variable working conditions [D]. Anshan: University of Science and Technology Liaoning, 2013.
- [34] ROHDIN P, MOSHFEGH B. Numerical predictions of indoor climate in large industrial premises: a comparison between different $k-\varepsilon$ models supported by field measurements [J]. Build Environ, 2007, 42: 3872-3882.
- [35] KIMURA I, HOSODA T. A non-linear $k-\varepsilon$ model with reliability for prediction of flows around bluff bodies [J]. Int J Numer Methods Fluids, 2003,8:813-837.

(编辑 沈玉英)