

doi:10.3799/dqkx.2014.131

一种新的凝析气藏无因次产能评价方程

张安刚, 范子菲, 宋 珩

中国石油勘探开发研究院, 北京 100083

摘要: 凝析气藏在衰竭开发过程中存在复杂的状态变化, 凝析油的析出使得地层呈现出油气两相混合渗流状态。针对目前凝析气藏无因次产能评价方程的研究较少的现状, 在凝析气藏拟稳态流入动态方程的基础上, 利用泰勒级数展开、多项式回归等一系列解析方法建立了一种新的凝析气藏无因次产能评价方程。首先对拟稳态流入动态方程中的拟压力函数定积分进行泰勒级数展开, 然后利用稳态定理和多项式回归方法求解出泰勒展开式的各项系数, 最后通过解析方法得到了凝析气藏的无因次产能评价方程。应用实例表明, 该无因次产能方程与实际系统试井数据基本吻合, 能够较好地描述凝析气藏的油气两相流入动态; 无因次产能评价法所得到无阻流量比常规干气法低, 且考虑高速效应的无因次产能评价法所得到的无阻流量要大于忽略高速流动的无因次产能评价法所得到的结果。

关键词: 凝析气藏; 流入动态; 无因次产能方程; 泰勒级数; 两相流动。

中图分类号: TE372

文章编号: 1000-2383(2014)10-1391-07

收稿日期: 2014-01-05

A New Dimensionless Deliverability Equation of Gas Condensate Reservoir

Zhang An'gang, Fan Zifei, Song Heng

Research Institute of Petroleum Exploration & Development, Beijing 100083, China

Abstract: Complicated phase changes occur during the depletion exploitation of gas condensate reservoirs, which causes the precipitation of condensate oil and the mixed flow of gas phase and oil phase. Due to few research reports done so far, a new dimensionless deliverability equation of gas condensate reservoir is established by means of Taylor series expansion and polynomial regression on the basis of the inflow performance equation of gas condensate reservoir in pseudo-steady state in this study. Firstly, the definite integration of pseudo-pressure function in the equation is developed by Taylor series based on the inflow performance equation of gas condensate reservoir in pseudo-steady state; secondly, the coefficients of Taylor series are calculated by steady-state theory and polynomial regression method; finally, the dimensionless deliverability equation of gas condensate reservoir is established by analytic method. Its application shows that the inflow performance curve calculated by the dimensionless deliverability equation coincides with actual data of system well testing, which indicates that this equation can describe the two-phase inflow performance of gas condensate reservoir more accurately. Moreover, the open flow potential obtained by dimensionless deliverability equation is smaller than that by conventional dry gas conversion method; the open flow potential calculated by dimensionless deliverability equation which considers high velocity flow effect is much higher than the one that ignores the high velocity flow effect.

Key words: gas condensate reservoir; inflow performance; dimensionless deliverability equation; Taylor series; two-phase flow.

凝析气藏中的油气两相渗流存在着复杂的传质与组分变化, 常规的干气驱或溶解气驱产能分析方法无法描述其在储层中的真实流动(覃斌等, 2004)。目前凝析气藏中常用的产能评价方法主要有常规干气折算法和拟压力法。常规干气折算法是将凝析油

通过折算转换为等量的气体, 并利用堵塞表皮系数来近似描述凝析油堵塞效应, 但其忽略了凝析油气两相渗流以及其对凝析气产能的影响; 而拟压力法是通过建立拟稳态气相产量方程, 并利用拟压力积分来描述凝析油阻塞现象, 其能较好地描述凝析气

藏的真实渗流特征(谢兴礼等, 2001; 刘一江等, 2006)。但是, 目前有关凝析气藏无因次产能评价方程的研究较少。为此, 本文针对凝析气藏产能评价中的拟压力法, 利用泰勒级数对流入动态方程中的拟压力函数进行数学展开, 并借助稳态定理和多项式回归最终得到了凝析气藏的无因次产能评价方程。

1 凝析气藏流入动态方程

假设凝析气藏地层水平均质等厚, 油气两相均服从达西定律, 地层渗透率和孔隙均为常数, 忽略重力以及毛管力的影响。在径向流动条件下, 根据运动方程、连续性方程和状态方程, 可以得到凝析气藏油气两相混合渗流数学模型(康晓东等, 2004; 童敏等, 2006):

$$\begin{cases} \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} \left[\left(\frac{k_{rg}}{\mu_g B_g} + \frac{k_{ro}}{\mu_o B_o} \right) r \frac{\partial p}{\partial r} \right] = \frac{\phi}{k} \frac{\partial}{\partial t} \left(\frac{S_g}{B_g} + \frac{S_o}{B_o} \right), \\ Q_m(t) = 2\pi kh \left(\frac{k_{rg}}{\mu_g B_g} + \frac{k_{ro}}{\mu_o B_o} \right) r \frac{\partial p}{\partial r} \Big|_{r=r_w}, \\ \frac{\partial p(r, t)}{\partial r} \Big|_{r=r_e} = 0, \\ p(r, t) \Big|_{t=0} = p_i, \end{cases} \quad (1)$$

式中: k_{rg} 、 k_{ro} 分别是气相与油相相对渗透率; μ_g 、 μ_o 分别是气体与凝析油的粘度, $\text{mPa} \cdot \text{s}$; r 为径向半径, m ; ϕ 为地层孔隙度; k 为地层绝对渗透率, $10^{-3} \mu\text{m}^2$; S_g 、 S_o 分别为气体和凝析油饱和度; B_g 、 B_o 分别为气体和凝析油的体积系数; Q_m 为气体和凝析油的混合总气态流量, m^3/s ; h 为地层有效厚度, m ; r_w 、 r_e 分别为井筒半径、供气半径, m ; p 、 p_i 分别为当前地层压力、原始地层压力, MPa 。

这里气体和凝析油的总气态流量 Q_m 可以表示为:

$$Q_m = Q_g + 24\,056 \frac{\rho_o Q_o}{M_o}, \quad (2)$$

式中: Q_g 为天然气产量, m^3/s ; Q_o 为凝析油产量, m^3/s ; ρ_o 为凝析油的密度, g/cm^3 ; M_o 为凝析油的平均分子量, g/mol 。

在径向流动条件下, 考虑到圆形地层的流量与其经过的体积成正比, 定义油气两相拟压力函数:

$$\psi(r, t) = \int_{p_{\text{ref}}}^p \left(\frac{k_{rg}}{\mu_g B_g} + \frac{k_{ro}}{\mu_o B_o} \right) dp, \quad (3)$$

定义非达西系数:

$$D = \frac{1}{4\pi^2 h^2} \int_{r_w}^{r_e} \left(\frac{k_{rg}}{\mu_g B_g} + \frac{k_{ro}}{\mu_o B_o} R_s \right) \beta \rho_g f_g^2 \frac{1}{r^2} dr, \quad (4)$$

式中: p_{ref} 为参考压力, MPa ; R_s 为溶解气油比, m^3/m^3 ; β 为紊流系数; ρ_g 为凝析气密度, kg/m^3 ; $f_g = Q_g/Q_m$, 气体流量 Q_g 与总气态流量 Q_m 之比。

根据渗流力学理论和质量守恒定律, 通过分离变量积分, 并考虑非达西流动压力损失, 便可以得到考虑油气两相流动的拟稳态流入动态方程:

$$\bar{\psi} - \psi_{\text{wf}} = \int_{p_{\text{wf}}}^{\bar{p}_r} \left(\frac{k_{rg}}{\mu_g B_g} + \frac{k_{ro}}{\mu_o B_o} \right) dp = CQ_m + DQ_m^2, \quad (5)$$

其中,

$$\bar{\psi} = \frac{\int_{r_w}^{r_e} \psi dV}{\int_{r_w}^{r_e} dV} = \int_{p_{\text{ref}}}^{\bar{p}_r} \left(\frac{k_{rg}}{\mu_g B_g} + \frac{k_{ro}}{\mu_o B_o} \right) dp, \quad (6)$$

$$C = \frac{1}{2\pi kh} \left(\ln \frac{r}{r_w} - \frac{3}{4} + s \right), \quad (7)$$

式中: \bar{p}_r 为平均地层压力, MPa ; p_{wf} 为井底流压, MPa ; s 为总表皮因子; $\bar{\psi}$ 、 ψ_{wf} 分别为平均地层压力、井底流压对应的拟压力, $\text{MPa}/(\text{mPa} \cdot \text{s})$ 。

2 无因次产能评价方程

仿照 Vogel 无因次产能评价方程, 通过对压力和产量数据无量纲化处理而得到凝析气藏的无因次产能评价方程(Vogel, 1968; Wiggins *et al.*, 1996)。首先令 $\Delta p = \bar{p}_r - p$, 则有 $dp = -d(\Delta p)$, 且 $\Delta p_r = \bar{p}_r - p_{\text{wf}}$ 。再令 $\chi_Q = CQ_m + DQ_m^2$, 将公式(5)的积分变量 p 替换为 Δp , 则该式可以写为:

$$\chi_Q = \int_0^{\Delta p_r} \left(\frac{k_{rg}}{\mu_g B_g} + \frac{k_{ro}}{\mu_o B_o} \right) d(\Delta p), \quad (8)$$

进一步变换积分变量, 可得:

$$\chi_Q = \bar{p}_r \int_0^{\frac{\Delta p_r}{\bar{p}_r}} \left(\frac{k_{rg}}{\mu_g B_g} + \frac{k_{ro}}{\mu_o B_o} \right) d\left(\frac{\Delta p}{\bar{p}_r}\right). \quad (9)$$

在某一确定时刻, 产量 Q_m 可以看成是压降 Δp_r 的函数, 即 χ_Q 也是 $\Delta p_r/\bar{p}_r$ 的函数 $\chi_Q = \chi_Q(\Delta p_r/\bar{p}_r) = \chi_Q(\delta)$ 。其中 $\delta = \Delta p_r/\bar{p}_r$, 被定义为无因次压差。

将 $\chi_Q(\delta)$ 在 $\delta=0$ 点处进行泰勒级数展开得到:

$$\chi_Q = \chi_Q(\delta) = \chi_Q(0) + \sum_{n=1}^{\infty} \frac{\chi_Q^{(n)}(0)}{n!} \delta^n. \quad (10)$$

由物理意义可以得到: 当 $\delta = \Delta p_r/\bar{p}_r = 0$ 时,

$Q_m = 0$, 进而 $\chi_Q(0) = 0$. 由公式(9)可得:

$$\chi_Q(0) = 0, \tag{11}$$

$$\chi'_Q(0) = \bar{p}_r \left(\frac{k_{rg}}{\mu_g B_g} + \frac{k_{ro}}{\mu_o B_o} \right)_{\delta=0}, \tag{12}$$

$$\chi_Q^{(n)}(0) = \bar{p}_r \left(\frac{k_{rg}}{\mu_g B_g} + \frac{k_{ro}}{\mu_o B_o} \right)_{\delta=0}^{(n-1)}, \quad n \geq 2, \tag{13}$$

取 $n=4$, 则公式(10)可以进一步整理为:

$$\begin{aligned} \chi_Q(\delta) = & \bar{p}_r \left[\left(\frac{k_{rg}}{\mu_g B_g} + \frac{k_{ro}}{\mu_o B_o} \right)_{\delta=0} \delta + \right. \\ & \frac{1}{2} \left(\frac{k_{rg}}{\mu_g B_g} + \frac{k_{ro}}{\mu_o B_o} \right)'_{\delta=0} \delta^2 + \\ & \frac{1}{6} \left(\frac{k_{rg}}{\mu_g B_g} + \frac{k_{ro}}{\mu_o B_o} \right)''_{\delta=0} \delta^3 + \\ & \left. \frac{1}{24} \left(\frac{k_{rg}}{\mu_g B_g} + \frac{k_{ro}}{\mu_o B_o} \right)'''_{\delta=0} \delta^4 \right] + o(\delta^4), \end{aligned} \tag{14}$$

式中: $o(\delta^4)$ 为截断误差, 当 $p_{wf} = 0$ 时, 产量 Q_m 取其最大值 $Q_{m,max}$, 即为极限产量. 且此时 $\Delta p_r = \bar{p}_r, \delta = 1$. 所以:

$$\begin{aligned} \chi_{Q,max}(\delta) = & \bar{p}_r \left[\left(\frac{k_{rg}}{\mu_g B_g} + \frac{k_{ro}}{\mu_o B_o} \right)_{\delta=0} + \right. \\ & \frac{1}{2} \left(\frac{k_{rg}}{\mu_g B_g} + \frac{k_{ro}}{\mu_o B_o} \right)'_{\delta=0} + \frac{1}{6} \left(\frac{k_{rg}}{\mu_g B_g} + \frac{k_{ro}}{\mu_o B_o} \right)''_{\delta=0} + \\ & \left. \frac{1}{24} \left(\frac{k_{rg}}{\mu_g B_g} + \frac{k_{ro}}{\mu_o B_o} \right)'''_{\delta=0} \right], \end{aligned} \tag{15}$$

由公式(14), (15)可以得到:

$$\begin{aligned} \frac{\chi_Q(\delta)}{\chi_{Q,max}(\delta)} = & \frac{CQ_m + DQ_m^2}{CQ_{m,max} + DQ_{m,max}^2} = 1 + \frac{F_1}{E} \frac{p_{wf}}{p_r} + \\ & \frac{F_2}{E} \left(\frac{p_{wf}}{p_r} \right)^2 + \frac{F_3}{E} \left(\frac{p_{wf}}{p_r} \right)^3 + \frac{F_4}{E} \left(\frac{p_{wf}}{p_r} \right)^4, \end{aligned} \tag{16}$$

其中,

$$\begin{aligned} E = & \left(\frac{k_{rg}}{\mu_g B_g} + \frac{k_{ro}}{\mu_o B_o} \right)_{\delta=0} + \frac{1}{2} \left(\frac{k_{rg}}{\mu_g B_g} + \frac{k_{ro}}{\mu_o B_o} \right)'_{\delta=0} + \\ & \frac{1}{6} \left(\frac{k_{rg}}{\mu_g B_g} + \frac{k_{ro}}{\mu_o B_o} \right)''_{\delta=0} + \frac{1}{24} \left(\frac{k_{rg}}{\mu_g B_g} + \frac{k_{ro}}{\mu_o B_o} \right)'''_{\delta=0}, \end{aligned} \tag{17}$$

$$F_1 = -$$

$$\begin{aligned} & \left[\left(\frac{k_{rg}}{\mu_g B_g} + \frac{k_{ro}}{\mu_o B_o} \right)_{\delta=0} + \left(\frac{k_{rg}}{\mu_g B_g} + \frac{k_{ro}}{\mu_o B_o} \right)'_{\delta=0} + \right. \\ & \left. \frac{1}{2} \left(\frac{k_{rg}}{\mu_g B_g} + \frac{k_{ro}}{\mu_o B_o} \right)''_{\delta=0} + \frac{1}{6} \left(\frac{k_{rg}}{\mu_g B_g} + \frac{k_{ro}}{\mu_o B_o} \right)'''_{\delta=0} \right], \end{aligned} \tag{18}$$

$$F_2 = \frac{1}{2} \left(\frac{k_{rg}}{\mu_g B_g} + \frac{k_{ro}}{\mu_o B_o} \right)'_{\delta=0} +$$

$$\frac{1}{2} \left(\frac{k_{rg}}{\mu_g B_g} + \frac{k_{ro}}{\mu_o B_o} \right)''_{\delta=0} + \frac{1}{4} \left(\frac{k_{rg}}{\mu_g B_g} + \frac{k_{ro}}{\mu_o B_o} \right)'''_{\delta=0}, \tag{19}$$

$$F_3 = -$$

$$\left[\frac{1}{6} \left(\frac{k_{rg}}{\mu_g B_g} + \frac{k_{ro}}{\mu_o B_o} \right)''_{\delta=0} + \frac{1}{6} \left(\frac{k_{rg}}{\mu_g B_g} + \frac{k_{ro}}{\mu_o B_o} \right)'''_{\delta=0} \right], \tag{20}$$

$$F_4 = \frac{1}{24} \left(\frac{k_{rg}}{\mu_g B_g} + \frac{k_{ro}}{\mu_o B_o} \right)'''_{\delta=0}, \tag{21}$$

为了方便起见, 定义凝析气藏油气两相流动系数为:

$$\lambda_m = \frac{k_{rg}}{\mu_g B_g} + \frac{k_{ro}}{\mu_o B_o}. \tag{22}$$

由于相对渗透率 k_r , 粘度 μ 以及体积系数 B 均为压力 p 的函数, 所以两相流动系数 λ_m 与压力 p 之间存在函数关系 $\lambda_m(p)$. 又由于无因次压差 $\delta = (\bar{p}_r - p) / \bar{p}_r$, 所以 λ_m 与 δ 之间也存在函数关系 $\lambda_m(\delta)$. 如果能够得到 $\lambda_m(\delta)$ 的函数表达式, 通过对函数 $\lambda_m(\delta)$ 进行多次求导计算, 便可以得到公式(16)中的 E, F_1, F_2, F_3, F_4 等值(具体的计算步骤见“相关参数计算”部分).

因此, 在流入动态方程公式(16)中只存在 3 个未知参数 C, D 和 $Q_{m,max}$, 首先做如下变换: $y = 1 + \frac{F_1}{E} \frac{p_{wf}}{p_r} + \frac{F_2}{E} \left(\frac{p_{wf}}{p_r} \right)^2 + \frac{F_3}{E} \left(\frac{p_{wf}}{p_r} \right)^3 + \frac{F_4}{E} \left(\frac{p_{wf}}{p_r} \right)^4$, Q_m

$$x = Q_m, \quad a' = \frac{C}{CQ_{m,max} + DQ_{m,max}^2}, \quad b' = \frac{D}{CQ_{m,max} + DQ_{m,max}^2},$$

则公式(16)可以转换为:

$$a' + b'x = y. \tag{23}$$

具体的拟合步骤如下:

(1) 根据生产动态数据 $\{Q_m(i), p_{wf}(i)\}$, 通过上述的公式变换分别求出各个数据点 (x_i, y_i) ;

(2) 利用最小二乘法对公式(23)进行拟合得到系数 a', b' ;

(3) 令 $K' = b' / a' = D / C$, 所以公式(16)进一步化简为:

$$\begin{aligned} \frac{\chi_Q(\delta)}{\chi_{Q,max}(\delta)} = & \frac{Q_m + K' Q_m^2}{Q_{m,max} + K' Q_{m,max}^2} = \\ & 1 + \frac{F_1}{E} \frac{p_{wf}}{p_r} + \frac{F_2}{E} \left(\frac{p_{wf}}{p_r} \right)^2 + \frac{F_3}{E} \left(\frac{p_{wf}}{p_r} \right)^3 + \frac{F_4}{E} \left(\frac{p_{wf}}{p_r} \right)^4. \end{aligned} \tag{24}$$

(4) 将各个生产数据点 $\{Q_m(i), p_{wf}(i)\}$ 代入公式(24)中, 分别求得 $Q_{m,max}(i)$, 然后求各点的平

均值 $\overline{Q_{m,\max}}$ 作为最终值。

由上面计算可知,参数 $C、D$ 成比例关系 $K' = D/C$,在流入动态方程公式(16)里面可以约去,因此流入动态方程公式(16)里面的实际未知参数只有 $K'、Q_{m,\max}$ 。

3 相关参数计算

基于凝析气藏的渗流机理,3 个区域的两相流动系数可以表示为(Fevang and Whiston, 1996; Jokhio *et al.*, 2002; 齐明明等, 2006):

$$\text{I} \quad \lambda_{m1} = \frac{k_{rg}}{\mu_g B_g} + \frac{k_{ro}}{\mu_o B_o}, p \in [p_{wf}, p^*]; \quad (25)$$

$$\text{II} \quad \lambda_{m2} = \frac{k_{rg}}{\mu_g B_g}, p \in [p^*, p_d]; \quad (26)$$

$$\text{III} \quad \lambda_{m3} = \frac{k_{rg}(s_{wi})}{\mu_g B_g}, p \in [p_d, \overline{p_r}]; \quad (27)$$

式中: s_{wi} 为束缚水饱和度; p_d 为地层流体露点压力, MPa; p^* 为 I 区的外边界压力, MPa。 p^* 等于生产井产出物的露点压力, 其值为 $R_s = 1/R_p$ 时对应的压力, 其中 R_p 为生产气油比, m^3/m^3 。

考虑渗流速度对相对渗透率的影响, 即高速条件下会产生毛管数效应和非达西效应(Jones and Raghavan, 1988; Mott *et al.*, 2000; 覃斌等, 2005), 此时的相对渗透率可以通过下式进行修正:

$$k'_{rx} = F_{nd} \cdot [f_i k_{rxi} + (1 - f_i) k_{rxm}], \quad (28)$$

其中, $F_{nd} = (1 + \beta^* k \rho_g v_g / \mu_g)^{-1}$, $f_i = [(\alpha N_c)^j + 1]^{-1}$, $N_c = \mu_g v_g / \sigma$,

式中: k'_{rx} 为某一相 x 的修正相对渗透率; k_{rxi} 、 k_{rxm} 分别为非混相、混相气相相对渗透率; β^* 为修正紊流系数; N_c 为毛细管数; α 为与毛管数有关的参数; j 为经验常数, 一般为 0.65; σ 为油气界面张力, Pa; v_g 为气体渗流速度, m/s 。

拟稳态条件下, 根据稳定定理(Olaberinjo *et al.*, 2006; 石德佩等, 2006) 油气两相相对渗透率满足:

$$\frac{k_{ro}}{k_{rg}} = \frac{\rho_g L \mu_o}{\rho_o V \mu_g}, \quad (29)$$

式中: $L、V$ 分别为液相和气相的摩尔分数。

如果通过实验或闪蒸计算得到气相、油相的摩尔分数以及 PVT 高压物性参数, 便可借助相对渗透率曲线确定含油饱和度 $s_o - p$ 分布曲线, 再结合不同区域内的两相流动系数计算公式和高速效应对

相对渗透率的修正公式, 进而可以得出两相流动系数 λ_m 与无因此压差 δ 之间的对应关系。最后通过多项式拟合的方法得到两相流动系数 λ_m 与无因次压差 δ 之间的关系:

$$\lambda_m(\delta) = a_0 + a_1 \delta + a_2 \delta^2 + a_3 \delta^3 + \dots + a_n \delta^n, \quad (30)$$

式中: a_0, a_1, \dots, a_n 为常数, 由回归可得; n 为常数。

至此通过对多项式公式(30)进行逐次求导, 根据公式(17)~(21)便可以得到参数 $E、F_1、F_2、F_3、F_4$ 等值。

对于特定的凝析气藏, 气藏内部各点岩石流体性质相似, 两相流动系数 λ_m 与无因次压差 δ 之间的函数关系 $\lambda_m(\delta)$ 可以近似地看做是统一的。因此, 在同一凝析气藏内不同气井产能评价过程中, 流入动态方程公式(16)中的 $E、F_1、F_2、F_3、F_4$ 等参数值是相同的, 而需要进行拟合的未知系数只有公式(24)中的 $K'、Q_{m,\max}$ 。由此可以看出, 该无因次产能评价方程能够较为简便快捷地评价同一凝析气藏内不同气井的产能现状。

4 实例计算

某凝析气藏采用衰竭式进行开发, 气藏中部埋深为 3 730 m, 原始地层压力为 39.56 MPa, 露点压力为 38.83 MPa, 气井供给半径为 500 m, 气井井眼半径为 0.1 m, 气层有效渗透率为 $10 \times 10^{-3} \mu\text{m}^2$, 产层厚度为 30.6 m, 孔隙度为 0.08, 表皮系数为 4.5。

根据该气藏流体的室内等容衰竭试验数据以及储层岩石的相对渗透率曲线(图 1), 可以得到油气两相流动系数 λ_m 随无因次压力差 δ 的变化关系(图 2)。

通过多元回归分析, 可以得到油气两相流动系数与无因次压力差的关系为:

$$\lambda_m(\delta) = 211.504 - 646.736\delta + 941.967\delta^2 - 499.575\delta^3, \quad (31)$$

其中相关系数为 0.994 5, 表明拟合效果较好。

通过对公式(31)进行逐次求导, 便可以分别得到参数 $E、F_1、F_2、F_3、F_4$ 的值: $E = 77.231 3$, $F_1 = -7.16$, $F_2 = -130.76$, $F_3 = 185.586$, $F_4 = -124.893 8$ 。将上述数值代入无因次产能评价方程(16), 得到:

$$\frac{\chi_Q(\delta)}{\chi_{Q,\max}(\delta)} = \frac{CQ_m + DQ_m^2}{CQ_{m,\max} + DQ_{m,\max}^2} = 1 - 0.0927 \frac{p_{wf}}{p_r}$$

$$1.6931 \left(\frac{p_{wf}}{p_r} \right)^2 + 2.403 \left(\frac{p_{wf}}{p_r} \right)^3 - 1.6171 \left(\frac{p_{wf}}{p_r} \right)^4 \quad (32)$$

将该凝析气藏 Pg-1 气井的生产数据代入公式 (32) 进行拟合, 便可以得到: $K' = 0.0396$, $Q_{m,max} = 124.59 \times 10^4 \text{ m}^3/\text{d}$. 因此凝析气井 Pg-1 的无因次流入动态方程为:

$$\frac{Q_m + 0.0396 Q_{m,max}^2}{Q_{m,max} + 0.0366 Q_{m,max}^2} = 1 - 0.0927 \frac{p_{wf}}{p_r} - 1.6931 \left(\frac{p_{wf}}{p_r} \right)^2 + 2.403 \left(\frac{p_{wf}}{p_r} \right)^3 - 1.6171 \left(\frac{p_{wf}}{p_r} \right)^4 \quad (33)$$

根据无因次产能方程式 (33), 通过求解不同井底流压 p_{wf} 对应的总产气量 Q_m , 便可以得到该凝析气藏 Pg-1 气井的 IPR 流入动态曲线. 分别利用常规干气折算法、不考虑高速效应的无因次产能方程、考虑高速效应的无因次产能方程共 3 种方式求取 Pg-1 气井的井底流入动态曲线, 并与气井实际系统试井数据进行对比 (图 3).

从图 3 可以看出,

(1) 对于 Pg-1 气井的流入动态曲线, 计算结果与实际系统试井数据吻合最好的是考虑高速效应的无因次产能方程评价法, 其次是不考虑高速效应的无因次产能方程评价法, 吻合最差的是常规干气折算法. 这主要是由于考虑高速效应的无因次产能评价法综合考虑了地层中的凝析油气两相渗流, 以及近井地带的高速流动效应, 其能够更加真实地反映凝析气藏的地层渗流特征.

(2) 无论是忽略高速效应还是考虑高速效应, 无因次产能评价法所得到的无阻流量均比常规干气法低. 这主要是由于该无因次产能评价法考虑了地层中的两相流动, 气藏中凝析油的析出导致绝对渗透率和气相相对渗透率降低, 继而气井产能降低. 考虑高速效应的无因次产能评价法所得到的无阻流量要大于忽略高速流动的无因次产能评价法. 其原因是, 高速条件下的毛管数效应降低了近井地带的凝析油饱和度, 使得油气两相的相对渗透率均有所提高, 从而提高了气井产能.

同一凝析气藏内部, 由于岩石流体性质相似, 两相流动系数 λ_m 与无因次压差 δ 之间的函数关系可以近似地看做是统一的, 进而参数 E 、 F_1 、 F_2 、 F_3 、 F_4 等值也是相同的. 因此公式 (32) 可以看做是该凝析气藏不同气井无因次产能评价方程的一个通式. 利用不同凝析气井的生产历史数据对公式 (32) 进行

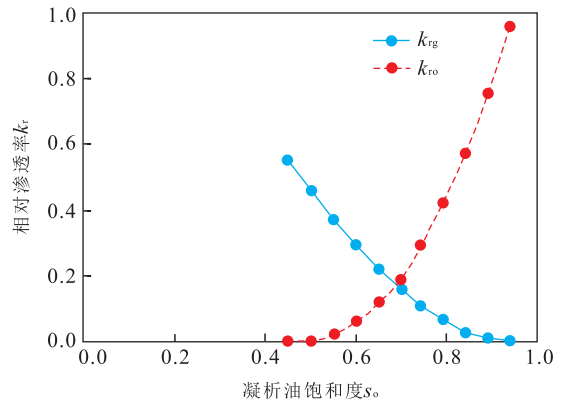


图 1 该凝析气藏的相对渗透率曲线

Fig.1 Relative permeability curve of the gas condensate reservoir

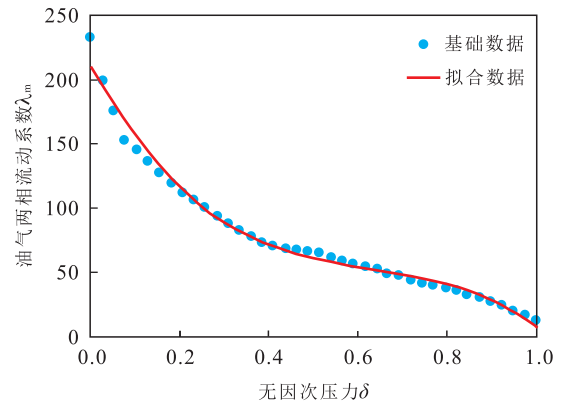


图 2 油气两相流动系数随无因次压力 δ 的变化曲线

Fig.2 Relation between two-phase flow coefficient and dimensionless pressure δ

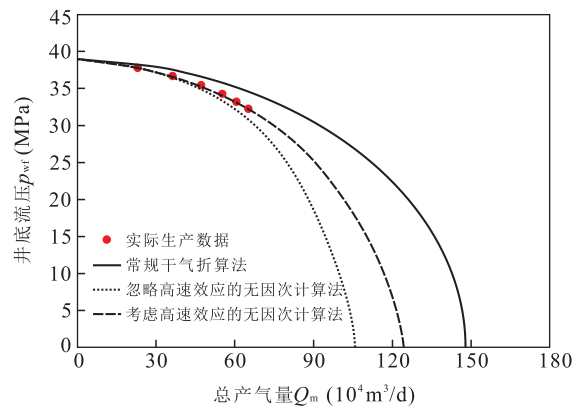


图 3 该凝析气藏 Pg-1 气井的流入动态曲线

Fig.3 Inflow performance curve of Pg-1 gas well in the gas condensate reservoir

拟合, 便可以方便地得到不同气井的无因次产能评价方程 (图 4).

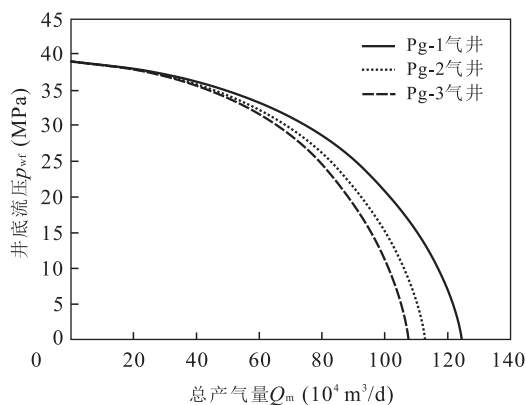


图 4 该凝析气藏内不同气井的流入动态曲线

Fig.4 Inflow performance curves of different gas well in the gas condensate reservoir

由此可见,如果能够获取两相流动系数 λ_m 与无因次压差 δ 之间的函数关系,该无因次产能评价方程便可以较为简便快捷地评价同一凝析气藏不同气井的产能现状。但是,由于该无因次产能评价方程所需的相关岩石流体参数较多,且整个计算过程中的多项式回归计算较为复杂,在一定程度上影响了该方法的可操作性。

5 结论

(1)在凝析气藏拟稳态流入动态方程的基础上,本文利用泰勒级数展开、多项式回归等一系列解析方法对压力和产量数据进行无量纲化处理,从而建立了凝析气藏无因次产能评价方程。

(2)实例应用表明,该无因次产能评价方程得到的流入动态曲线与实际系统试井数据的计算结果吻合较好,能够较为真实地反映多孔介质中凝析油气两相渗流特征;由于考虑了地层两相渗流对气相渗透率的影响,无因次产能评价法所得到无阻流量比常规干气法低;近井地带产生的高速流动效应能够提高无因次产能评价法的无阻流量计算值;对于具有相似岩石流体性质的凝析气藏,该无因次产能评价方程能够较为简便快捷地评价同一凝析气藏内部不同气井的产能现状,但由于考虑因素较多,方法的实用性需要进一步完善。

References

Fevang, Ø., Whiston, C. H., 1996. Modeling Gas-Condensate Well Deliverability. *SPE Reservoir Engineering*, 11(4): 221–230. doi:10.2118/30714-PA

Jokhio, S. A., Tiab, D., Anwar, A., 2002. Establishing Gas Phase Well Performance for Gas Condensate Wells Producing under Three-Phase Conditions. *SPE Western Regional/AAPG Pacific Section Joint Meeting*, Anchorage, 76752:1–18. doi:10.2118/76752-MS

Jones, J. R., Raghavan, R., 1988. Interpretation of Flowing Well Response in Gas-Condensate Wells. *SPE Formation Evaluation*, 3(3): 578–594. doi:10.2118/14204-PA

Kang, X. D., Qin, B., Li, X. F., et al., 2004. Characteristics of Gas Condensate Flow in Porous Media Considering Capillary Number and Non-Darcy Effect. *Oil Drilling & Production Technology*, 26(4): 41–45 (in Chinese with English abstract).

Liu, Y. J., Li, X. F., Kang, X. D., 2006. Determination of Reasonable Pressure Difference for Condensate Gas Reservoir. *Acta Petrolei Sinica*, 27(2): 85–88 (in Chinese with English abstract).

Mott, R., Cable, A., Spearing, M., 2000. Measurements and Simulation of Inertial and High Capillary Number Flow Phenomena in Gas-Condensate Relative Permeability. *SPE Annual Technical Conference and Exhibition*, Dallas, 62932:1–13. doi:10.2118/62932-MS

Olaberinjo, A. F., Oyewola, M. O., Adeyanju, O. A., et al., 2006. KPIM of Gas/Condensate Productivity: Prediction of Condensate/Gas Ratio (CGR) Using Reservoir Volumetric Balance. *SPE Eastern Regional Symposium*, SPE Eastern Regional Meeting, Canton, 104307:1–10. doi:10.2118/104307-MS

Qi, M. M., Lei, Z. D., Kang, X. D., et al., 2006. Study on Inflow Performance Relationship of Condensate Reservoir Considering High Velocity Flow Effect. *Oil Drilling & Production Technology*, 28(3): 74–77 (in Chinese with English abstract).

Qin, B., Li X. F., Cheng, S. Q., 2004. Production Performance of Condensate Gas Wells Considering Two-Phase Fluid of Gas and Liquid. *Xinjiang Petroleum Geology*, 25(4): 423–426 (in Chinese with English abstract).

Qin, B., Li, X. F., Cheng, S. Q., 2005. Oil/Gas Percolation Performance of Condensate Reservoirs under Effect of High Velocity Flow. *Natural Gas Industry*, 25(2): 136–139 (in Chinese with English abstract).

Shi, D. P., Li, X. F., Liu, Y. J., 2006. Deliverability Equation Study of Gas Condensate Well Considering Phase Change. *Oil Drilling & Production Technology*, 28(4): 68–70 (in Chinese with English abstract).

Tong, M., Hu, Y. L., Li, X. F., et al., 2006. The Influence of Capillary Number Effect on Inflow Performance in Con-

densate Gas Well. *Xinjiang Petroleum Geology*, 27(2): 194-196 (in Chinese with English abstract).

Vogel, J. V., 1968. Inflow Performance Relationships for Solution-Gas Drive Wells. *Journal of Petroleum Technology*, 20(1): 83-92. doi:10.2118/1476-PA

Wiggins, M.L., Russell, J.E., Jennings, J.W., 1996. Analytical Development of Vogel-Type Inflow Performance Relationships. *SPE Journal*, 1(4): 355-362. doi:10.2118/23580-PA

Xie, X.L., Luo, K., Song, W.J., 2001. A Novel Equation for Modeling Gas Condensate Well Deliverability. *Acta Petrolei Sinica*, 22(3): 36-42 (in Chinese with English abstract).

附中文参考文献

康晓东,覃斌,李相方,等,2004.凝析气藏考虑毛管数和非达

西效应的渗流特征.石油钻采工艺,26(4):41-45.

刘一江,李相方,康晓东,2006.凝析气藏合理生产压差的确定.石油学报,27(2):85-88

齐明明,雷征东,康晓东,等,2006.综合高速效应的凝析气藏流入动态.石油钻采工艺,28(3):74-77.

覃斌,李相方,程时清,2004.考虑气液两相流的凝析气井生产动态研究.新疆石油地质,25(4):423-426.

覃斌,李相方,程时清,2005.凝析气藏考虑高速流动效应的油气渗流动态研究.天然气工业,25(2):136-139.

石德佩,李相方,刘一江,2006.考虑相变的凝析气井产能方程.石油钻采工艺,28(4):68-70.

童敏,胡永乐,李相方,等,2006.毛细管数效应对凝析气井流入动态的影响.新疆石油地质,27(2):194-196.

谢兴礼,罗凯,宋文杰,2001.凝析气新的产能方程研究.石油学报,22(3):36-42.

《地球科学》入选“中国最美期刊”

9月18至21日,在武汉国际会展中心举行的中国期刊交易博览会公布2014年度“中国最美期刊”遴选结果,《地球科学》学报入选.

“中国最美期刊”要求文化品位高尚、艺术格调高雅、期刊整体设计艺术效果和制作工艺和谐统一.

据悉,本次遴选活动是中国期刊交易博览会组委会于2014年推出的期刊类活动.全国共有100种期刊入选“中国最美期刊”,湖北省有4种期刊入选.获奖期刊在2014中国期刊交易博览会集中展示和推介,并颁发奖杯和证书,并在《中国期刊年鉴》2014卷专题刊载.