

重力泄油研究:油气双相实验 与水平驱替测量的比较

黄大德 Mark L. Hoefner

(美国 德克萨斯州)

1994 年 9 月 北京

重力泄油研究:油气双相实验 与水平驱替测量的比较

摘 要

实验表明,传统的岩心水平粘性驱替方法测出的油相相对渗透率不能准确地表示重力泄油过程。重力为主的驱替过程中测量的油相相对渗透率明显高于普通方法测出的结果,并且重力泄油的残余饱和度也明显低于普通方法。这两个结论说明以前对注气和重力泄油的采收率预测过于悲观了,低估了采出速度和总采收率。在用计算机模拟油田的重力泄油过程时,油相相对渗透率数据应由重力泄油实验来确定,使用从岩心驱替实验得到的油相相对渗透率会导致预测失误。

Cardwell-Parsons-Dykstra 重力泄油公式已无因次化并得到了通解。我们利用这一理论符合实验采油曲线的最佳 Corey 指数。

引 言

重力辅助注非混相气采油(即重力泄油)是一种价格特别低廉的提高采收率工艺,用于 Mobil 公司一些最大的油藏,如 Beryl 和 Statfjord(北海的 Brent 地层),Oso(尼日利亚),Rainbow((加拿大)。但是,根据油藏的不同,通过重力泄油的采油速度可能比较慢,这会影响这种方法的经济性。本文将表明重力泄油方法采油可能比以前预计的要快得多。

有证据^[1-8]表明,重力泄油过程是一些物理过程(如孔隙中的薄膜驱油)的函数。薄膜驱油现象的孔隙级理论模型^[2]定性表明,重力泄油中的油相相对渗透率可能比粘性驱动中测出的油相相对渗透率高。这一结果得到了岩心驱替研究的定性支持。我们的研究目的是使上述结论具体化,并且最重要的是定量确定重力泄油过程的油相相对渗透率。

Mobil 油藏的油相相对渗透率多数都是通过服务公司测量得到的,测量时在非稳粘性流为主的条件下水平驱替一段岩心。用这种方法测量油相相对渗透率可能包含了粘性指进和重力超复。本研究的目标是定量确定用这种方法测量的 k_{ro} 值对重力泄油是否适用。

油相相对渗透率一般用指数关系(即 Corey

模型)来表示。在气-油双相系统中 Corey 相对渗透率为如下形式:

$$k_{ro} = \left(\frac{S_o - S_{or}}{1 - S_{or}} \right)^n \quad (1)$$

式中“ n ”叫作 Corey 指数, S_{or} 为残余油饱和度。为了判断水平岩心驱替得到的 k_{ro} 对预测重力泄油的适用性,我们将对粘性条件下和重力为主条件下的 Corey 指数及 S_{or} 进行比较。

本文的结构如下:第一部分介绍 Cardwell-Parsons-Dykstra 方程的无因次解。后边将用该理论分析实验结果。第二部分简要描述实验步骤。第三部分集中讨论重力泄油实验及其分析。最后是第四部分,重力泄油的 k_{ro} 和 S_{or} 与岩心驱替的 k_{ro} 和 S_{or} 的比较并从中得出结论。

1. Cardwell-Parsons-Dykstra 理论的通解

Cardwell 和 Parsons^[9]首先提出了自由落体重力泄油的理论,把该理论与非固结砂岩岩心原油采收率作了比较,并进一步用于油田历史拟合^[10]。我们认为 Cardwell-Parsons 的理论很重要,因为它提供了一种解释我们的实验数据的适当方法。

我们希望研究重力驱替为主的情况下油相相对渗透率随油饱和度变化的特征。在注气(保持油藏压力)重力泄油情况下的油相相对渗透率与自由落体重力泄油过程中的油相相对渗透率相同,因为在两种情况下重力都是起主导作用的力。因

此,需要在实验室进行自由落体泄油实验,研究 k_{ro} 特征,然后可以把结果用于注气保持压力的更一般的情况中。在这方面,可以用 Cardwell-Parsons 理论确定 k_{ro} 的函数形式。

Dykstra^[16]把方程(1)纳入 Cardwell-Parsons 理论,但是他们经过改进的公式没有无因次化,因而没有任何用无因次量表示的通解。

我们把 Cardwell-parsons-Dykstra 公式进行了无因次化(见附录),并用 Runge-Kutta ODE 求解器得到了控制方程的通解(见图1—图4),图中所有量均为无因次量(见附录和术语表)。

图1表示分界面(demarcator,该平面以下 S_o 为100%,该平面以上 $S_o < 100\%$)在不同的最终滞留高度(H^*)下以时间为函数向下移动。我们发现,油相相对渗透率的 Corey 指数越高,油流动得越慢,分界面向下移动也越慢。

图2—4提出了 Corey 指数分别为3、4、5时 Cardwell-Parsons-Dykstra 理论的数值通解。从这些图中我们发现,对于同一时期,Corey 指数降低时,由于油的流速更快,原油采收率则更高。

2. 实验

泄油过程是只有重力作用下的双相驱替。把一个4英寸见方、长44.34英寸的 Berea 砂岩块装在柱形有机玻璃容器中,岩块绝对渗透率为1达西。开始时用油100%饱和、油为20%的碘癸烷(iododecane)和80%癸烷(decane)的混合物并加入添加剂以增加x射线的吸附性。容器的直径为6英寸,比砂岩块略长,用空气填在岩块周围的环形空间中。

使油从岩块中排出,用称重法累计测量排出的油量。因为实际上没有注入气体(但有气体在排油过程中进入岩块)并且没有用任何方式限制油的采出速度,因而这种驱油实验叫作“自由”泄油。

在排油过程中和排油后用x射线断层扫描(CT)测量油的饱和度分布,以便:(a)得到整个系统的泄油毛管压力曲线;(b)得到瞬时油饱和度以进行模型比较。在开始排油后2小时、4.5小时、8.25小时及3周后进行饱和度测量。每种情况下岩块都要重新饱和并在扫描后立即开始重新排油,以最大限度地减少岩块重新定向的影响(下面将讨论这一点)。

为了在水平CT扫描器中对岩块进行扫描,需要使岩块重新定向,因而使饱和度的测量复杂化。为了测定改变岩块方向对饱和度剖面和排油

速度的影响而进行了一系列的实验,在有岩块重新定向和无重新定向的条件下进行同样的实验,然后把结果加以比较。岩块在长达两小时从垂直到水平位置的过程中,在累积排油量与时间的关系图上没有看到重新定向的影响。另外,重复扫描表明,重新定向后饱和度的变化相对较慢。因而,我们认为岩块的重新定向对本文报导的饱和度剖面没有很大影响。

3. 数据解释

重力泄油实验的残余油饱和度约为25%。该值是在自由泄油4周后在岩块顶部由CT测量确定的。

我们记录了从岩心排出的油量随时间的变化。图5为一次实验连续600小时的采收率曲线,并用 Cardwell-Parsons-Dykstra 模型和3、4、5的 Corey 指数计算了预测的采收率曲线。Corey 指数为3时测量曲线与预测曲线拟合最好,其它值不能得出正确的预测。

需要指出的是 Cardwell-Parsons-Dykstra 模型忽略了分界面以上的毛管压力。模型假设分界面以上的最终饱和度等于 S_{or} ,分界面以下为100%。由于毛管压力梯度,实际上在这二个极端情况之间存在一个过渡带。因此,模型过高预测了采收率,过高预测的量为过渡带中的油。为了在数据解释中补偿这一点,人为地把分界面向上移动一定量以与最终采收率相吻合(图6—9)。对所有的 Corey 指数值都照此处理。由于界面线的高度并不改变生产曲线的形状(图1—4),因此不影响 Corey 指数的值。在油藏中,与油柱高度相比滞留高度通常可忽略不计,因此只有在实验数据解释时这种校正才是必要的。

上述结论与另一完全考虑毛管压力的模型预测一致(未在此介绍),这就进一步验证了 Cardwell-Parsons-Dykstra 模型对从排油数据确定相对渗透率的可用性。

我们带把瞬时含油饱和度剖面与图3、4、5的 Corey 指数得出的理论预测进行了比较。由CT扫描数据得出的饱和度列在表1中。图6—9分别为2小时、4.5小时、8.5小时及3周后的比较。从这些图我们发现,预测的瞬时剖面 and 实验数据之间的偏差都在实验误差和理论近似值的范围内,并且不能只从这些值来确定 Corey 指数。但是可以得出结论,即定性地看,所有预测值均与数据一致。

表 1 气/油重力排油实验中不同时刻的
饱和度百分比剖面

CT 扫描 号	距底 部的 英寸	距顶 部的 英寸	$S_o(\%)$ 2 小时	$S_o(\%)$ 4.5 小时	$S_o(\%)$ 8.25 小时	$S_o(\%)$ 3 周
1	1.8125	42.531	100	102.02	101.08	101.63
2	5.6250	38.719	100	99.48	100.23	100.12
2A	12.3125	32.031	100	99.84	99.39	98.25
3	14.3750	29.969	100	99.08	99.29	83.60
4	17.8125	26.531	100	99.59	68.19	53.14
5	21.6875	22.656	99.07	69.36	59.89	39.17
6	26.1875	18.156	100.93	63.79	56.90	32.10
7	29.8438	15.500	85.61	62.12	55.06	29.19
8	33.9375	10.406	67.84	58.22	51.88	27.21
9	38.1875	6.156	61.06	50.98	51.53	26.69
10	41.0625	3.281	57.64	46.17	48.94	27.16
11	42.3750	1.969	49.10	42.87	42.87	21.45

从图 5 可以看出,由于预测与实验数据吻合很好并且与图 6—9 中的 CT 扫描一致(实线),重力泄油实验中的 Corey 指数等于 3。

4. 与岩心驱替数据的比较

普通的非稳态油相相对渗透率的测量(粘性为主的水平驱替)是在重力泄油实验用的小块岩样中进行的,以泄油方式驱油,也就是说驱油过程中油饱和度下降。结果列于表 2。

表 2 普通水平岩心驱替油相
相对渗透数据

油饱和, S_o	气饱和, S_g	油相相对渗透率, k_{ro}
1.000	0.000	1.000
0.933	0.067	0.668
0.877	0.123	0.392
0.822	0.178	0.178
0.783	0.217	0.101
0.744	0.256	0.049
0.708	0.292	0.026
0.674	0.326	0.012
0.658	0.342	0.0082
0.640	0.360	0.0048
0.630	0.370	0.0036

表 2 中的油相相对渗透率与吻合最好的

Corey 相对渗透率曲线(虚线)一起画在图 10 中。与岩心驱替数据吻合最好的曲线是用下述方法构成的:①开始时假设最后测量的油饱和度为残余油饱和度(见表 2,首先用 $S_{or}=0.63$),然后改变方程(1)中的 Corey 指数去拟合整个的 k_{ro} 测量曲线。如果不能找到通过多数 k_{ro} 数据附近的曲线则进行②,即产生出初始实验 S_{or} 值并重复步骤①,然后重复①和②直至找到吻合较好的曲线,把得到的 S_{or} 看作是真实的残余油饱和度。

我们进行了这种迭代过程发现,对普通的岩心驱替残余油饱和度 S_{or} 为 0.43,对应的油相相对渗透率的 Corey 指数为 5。这个结果与重力泄油情况 S_{or} 为 0.25、Corey 指数为 3 大相径庭。两个预测的 Corey 相对渗透率明显不同,在图 10 中进行了比较,图中实线为重力泄油。

上述分析表明,用普通岩心驱替测量的 k_{ro} 不能用于重力泄油,至少对气/油双相是这样。现在的问题变为:是否有一种方法把岩心驱替的 k_{ro} 数据进行比例换算,使之可以用于重力泄油情况?一种直接的方法是把岩心驱替数据比例换算为重力泄油情况下的同一残余油饱和度。现在我们用图 11 来说明这种方法对计算重力泄油的 k_{ro} 也是不合适的。

为了根据重力泄油的 S_{or} 对岩心驱替数据进行比例换算(图 11),我们把所有的 S_{or} 乘以 0.25/0.43 使 k_{ro} 数据(小方块)向左移动(星形),这样就得到吻合最好的曲线,其 S_{or} 值为 0.25,与重力泄油时一样。在图 11 中,比例换算数据的最佳吻合曲线用虚线表示,其 Corey 指数又是 5。比例换算后的数据也不能代表重力泄油曲线,我们仍需要把岩心驱替 k_{ro} 的 Corey 指数换算到重力泄油情况。

讨论及结论

最后我们得出以下结论:

(1)目前的实验涉及用普通的水平油相相对渗透曲线和残余饱和度来计算重力泄油的采收率。油气双相实验表明,垂直重力辅助注非混相气的油相相对渗透率明显不同于普通水平气驱中测量的油相相对渗透率。油相相对渗透率可以用指数关系(Corey 模型)来模拟。重力泄油条件下的油相相对渗透率的 Corey 指数为 3,而同样材料的普通非稳态粘性岩心驱替中得到的 Corey 指数

为5。

(2)重力泄油的残余油饱和度明显低于普通的水平岩心驱替(本文报道的实验中低18%孔隙体积)。这说明用服务公司测量的普通 S_{or} (水平粘性驱替)来表示重力泄油过程是不适宜的。

(3)从粘性岩心驱替得到的油相相对渗透率简单地比例换算为重力泄油残余油饱和度不能正确地表示重力泄油过程的油相相对渗透率。

(4)为了得到可靠的油相相对渗透率数据以便模拟重力泄油过程,建议进行重力泄油实验并使用 Cardwell-Parsons-Dykstra 理论,如本文所示。

参 考 文 献

- 1 Chatzis I, Kantzas A. and Dullien F A L. On the Investigation of Gravity-Assisted Inert Gas Injection Using Micromodels, Long Berea Sandstone Cores, and Computer Assisted Tomography. SPE paper 18284, 63rd Annual Technical Conference and Exhibition of SPE, 1988, 223~244
- 2 Dullien F A L., Lai F S Y and MacDonald I F. Hydraulic Continuity of Residual Wetting Phase in Porous Media. *J. Colloid Interface Science*, 1986, (109): 201~218
- 3 Yadav G D, Dullien F A L, Chatzis I. and MacDonald I F. Microscopic Distribution of Wetting and Non-Wetting Phases in Sandstones During Immiscible Displacement. SPE paper 13212, 59th Annual Technical Conference and Exhibition of SPE, 1984, 1~15
- 4 Oron P E and Pinczewski W V. The Effect of Film-Flow on the Mobilization of Waterflood Residual Oil by Gas Flooding. 6th European IOR Symposium in Stavanger, 1991, 705~716
- 5 Foulser R, Naylor P and Seale C. Relative Permeabilities for the Gravity Stable Displacement of Waterflood Residual Oil by Gas. *Trans. I. Chem. E.*, 68, Part A, July, 1991, 307~315
- 6 Oron P E, Billiotte J and Pinczewski W V. Mobilization of Waterflood Residual Oil by Gas Injection for Water-Wet Conditions. SPE/DOE paper 20185, SPE/DOE 7th Symposium on Enhanced Oil Recovery, 1990, 133~146
- 7 Naylor P and Frorup M. Gravity-Stable Nitrogen Displacement of Oil. SPE paper 19641, 64th Annual Technical Conference and Exhibition of SPE, San Antonio, TX 1989, 155~166
- 8 Kantzas A, Chatzis I and Dullien F A L. Enhanced Oil Recovery by Inert Gas Injection. SPE/DOE paper 17379, SPE/DOE EOR Symposium, 1988, 635~662
- 9 Cardwell Jr W T and Parsons R L. Gravity Drainage Theory. *Trans. AIME*, 1949, (179), 199~215
- 10 Dykstra H. The Prediction of Oil Recovery by Gravity Drainage. *J. Petroleum Technology*, May, (5), 818~830, 1978.
- 11 Dake L P. *Fundamentals of Reservoir Engineering*, Elsevier, New York, 1978, 352~362

符 号 说 明

A : 岩心段的横截面面积
 g : 重力加速度
 h : 分界面从岩心顶部向下运动的距离 $h+z_d$
 $=L$
 H : 重力泄油的最终滞留高度
 k : 绝对渗透率
 k_{ro} : 油相相对渗透率
 L : 岩心总长度
 n : 公式(1)中的 Corey 指数
 S_d : 紧靠分界面以上处的油饱和度
 S_g : 气饱和度
 S_o : 油饱和度
 t : 时间
 v : 油的向下达西速度
 z : 从岩心顶部测量的距离
 z_d : 从岩心顶部测量的分界面以下运动的距离
 ρ_o : 油的密度
 Φ : 孔隙度
下标:
 c : 特征比例尺(见方程(A11)和(A12))
 d : 分界面
 g : 气
 o : 油
 or : 残余油
 u : 岩心的不饱和区(即分界面以上区域)
 s : 岩心的饱和区(即分界面以下区域)
上标:
*: 无因次量

附 录 A

Cardwell-Parsons-Dykstra 公式的无因次变化

1. Cardwell-Parsons 理论

Cardwell-Parsons 的理论是文献中唯一的重力泄油半解析理论。该理论忽略了双相流区域的毛管压力梯度并认为气的流动度大大高于油的流动度。在计算采收率曲线时,该理论还需要有实验确定的最终滞留高度 H 。

重力排油过程中存在着一个分界面。分界面以下油饱和度小于100%。分界面以上(即岩心的不饱和部分)的泄油速度由达西定律确定:

$$v_o = \frac{k k_{ro}}{\mu_o} \rho_o g \quad (A1)$$

式中毛管压力忽略不计。分界面以下(饱和部分),油作为单一相态以一定速度流动,流动速度

取决于静水压力梯度:

$$v_r = \frac{k\rho_o g}{\mu_o} \left(1 - \frac{H}{h} \right) \quad (A2)$$

式中 h 为岩心底部到分界面的高度, H 为最终滞留高度。

油穿过分界面的流动必须服从连续方程, 这就产生了如下方程(下标 d 代表分界面处的值):

$$\frac{dz_d}{dt} = \frac{v_r - v_{od}}{\phi(1 - S_d)} \quad (A3)$$

其中 z_d 为从岩心顶部测定的分界面位置, t 为时间, v_{od} 为分界面附近不饱和区油的速度, S_d 为分界面以上紧靠分界面处的油饱和度。

2. Dykstra 的理论推导

Dykstra 把方程(A1)、(A2)代入(A3)并且利用(A1)给出的 Corey 渗透率得到:

$$\frac{dz_d}{dt} = \frac{k\rho_o g}{\mu_o \Phi(1 - S_d)} \cdot \left[1 - \frac{H}{L - z_d} - \left(\frac{S_d - S_{or}}{1 - S_{or}} \right)^n \right] \quad (A4)$$

其中 L 是岩心的总长度。

不饱和区的饱和度剖面可用达西定律(方程(A1))、连续方程 $\phi \partial S_o / \partial x + \partial v_o / \partial x = 0$ 和特征方法(A11)得到, 结果为:

$$S_o = \left[\frac{\mu_o \Phi z(1 - S_{or})^n}{nk\rho_o g t} \right]^{\frac{1}{n-1}} + S_{or} \quad (A5)$$

紧靠分界面以上处的油饱和度为:

$$S_d = \left[\frac{\mu_o \Phi z_d(1 - S_{or})^n}{nk\rho_o g t} \right]^{\frac{1}{n-1}} + S_{or} \quad (A6)$$

(A4)与(A6)相结合得到必须用数值方法求解的一阶微分方程:

$$\frac{dz_d}{dt} = \frac{k\rho_o g}{\mu_o \Phi} \cdot \frac{1 - \frac{H}{L - z_d} - \left[\frac{\mu_o \Phi z_d(1 - S_{or})^n}{nk\rho_o g t} \right]^{\frac{n}{n-1}}}{1 - S_{or} - \left[\frac{\mu_o \Phi z_d(1 - S_{or})^n}{nk\rho_o g t} \right]^{\frac{1}{n-1}}} \quad (A7)$$

该方程的初始条件为: $t=0, z_d=0$

3. 作为时间函数的原油采收率

用 A 表示岩心的横截面积, 则原始地质储量 OOIP 等于 $AL\Phi$ 。采收率定义为采出油量与 OOIP 之比:

$$\text{采收率} = \frac{\text{OOIP} - \text{OIP}}{\text{OOIP}} = 1 - \frac{\text{OIP}}{\text{OOIP}} \quad (A8)$$

其中 OIP 是任一时刻的原油储量, 可通过岩心饱和和部分(下部)和不饱和部分(上部)的储量之和来计算:

$$\text{OIP} = A(L - z_d)\Phi + A\Phi \int_{z_d}^* S_o dz \quad (A9)$$

把(A5)代入(A9)并积分, 然后利用(A8)得到采收率随时间的变化:

$$\text{采收率} = \frac{z_d(1 - S_{or})}{L} - \frac{n-1}{nL} \cdot \left[\frac{\mu_o \Phi(1 - S_{or})^n}{nk\rho_o g t} \right]^{\frac{1}{n-1}} (z_d)^{\frac{n}{n-1}} \quad (A10)$$

首先必须解方程(A7)得到作为时间函数的 z_d , 然后用方程(A10)作采收率预测。

4. 无因次化及方程的解

观察方程(A5)、(A7)、(A10)我们发现, 由于方程涉及的参数太多, 先把控制方程无因次化再求解更为方便。

在重力泄油过程中, 选择下述特征时间和长度比例是很自然的, 即:

$$t_c = \frac{L\mu_o \Phi}{\rho_o g k(1 - S_{or})}; \quad l_c = L \quad (A11)$$

因而, 无因次时间和长度为:

$$t^* = \frac{t}{t_c} = \frac{t\rho_o g k(1 - S_{or})}{L\mu_o \Phi};$$

$$z^* = \frac{z}{l_c} = \frac{z}{L}; \quad z_d^* = \frac{z_d}{l_c} = \frac{z_d}{L};$$

$$H^* = \frac{H}{l_c} = \frac{H}{L} \quad (A12)$$

利用(A12)得到方程(A5)、(A7)及(A10)的无因次形式为:

$$\frac{S_o - S_{or}}{1 - S_{or}} = \left(\frac{z^*}{nt^*} \right)^{\frac{1}{n-1}} \quad (A13)$$

$$\frac{dz_d^*}{dt^*} = \frac{1 - \frac{H^*}{1 - z_d^*} - \left(\frac{z_d^*}{nt^*} \right)^{\frac{n}{n-1}}}{1 - \left(\frac{z_d^*}{nt^*} \right)^{\frac{1}{n-1}}} \quad (A14)$$

$$\frac{\text{采收率}}{1 - S_{or}} = z_d^* \left[1 - \frac{n-1}{n} \left(\frac{z_d^*}{nt^*} \right)^{\frac{1}{n-1}} \right] \quad (A15)$$

图 1(z_d^* 为时间函数), 图 2-4(采收率/(1 - S_{or}) 为时间函数)为(A14)、(A15)的数值通解, 初始条件为 $t^*=0, z_d^*=0$, 图中使用的 Corey 指数分别为 $n=3, 4, 5$ 。

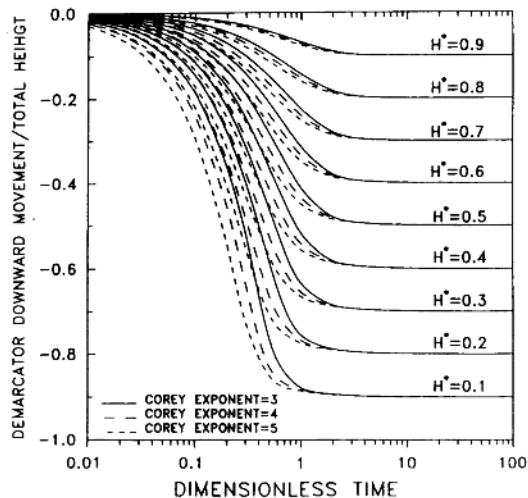


图1 分界面随时间下降以及与最终滞留高度的关系

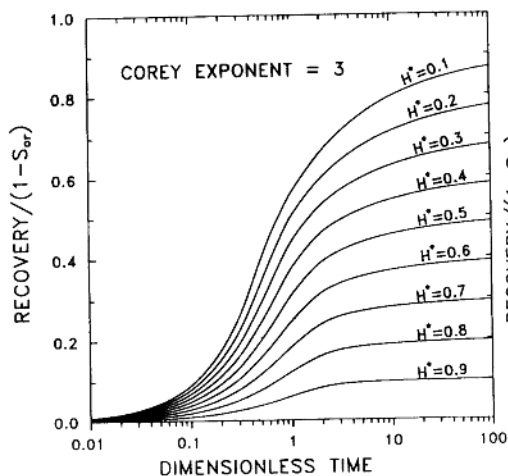


图2 采收率与时间及最终滞留高度的关系, $n=3$

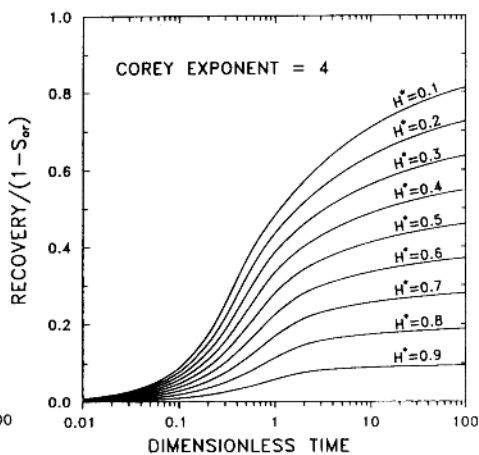


图3 采收率与时间及最终滞留高度的关系, $n=4$

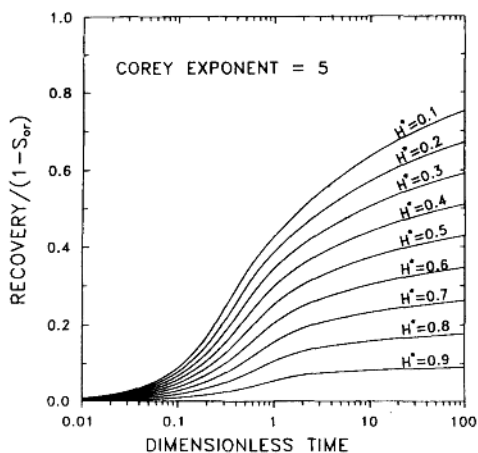


图4 采收率与时间及最终滞留高度的关系, $n=4$

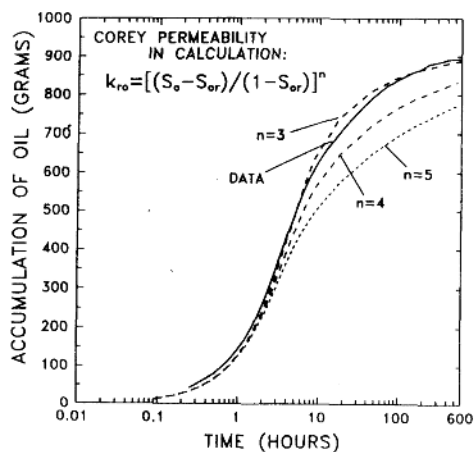


图5 重力泄油实验表明 Corey 指数 $n=3$

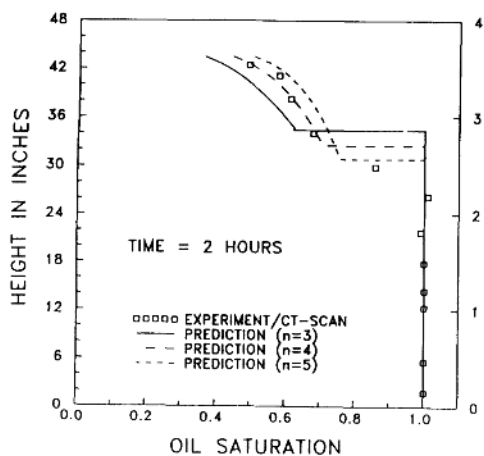


图6 2小时后的油饱和度剖面

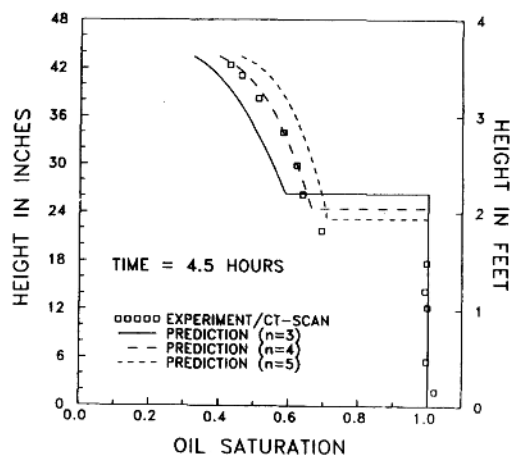


图7 4.5小时后的油饱和度剖面

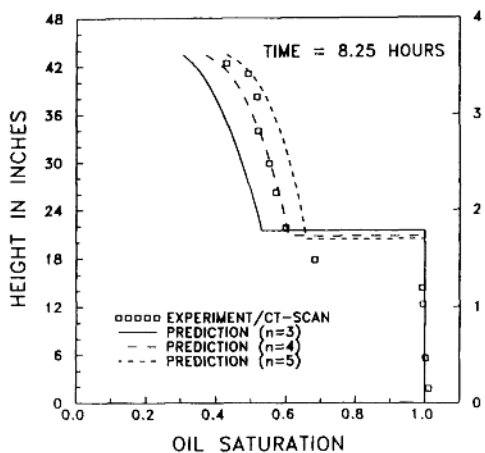


图 8 8.25 小时后的油饱和度剖面

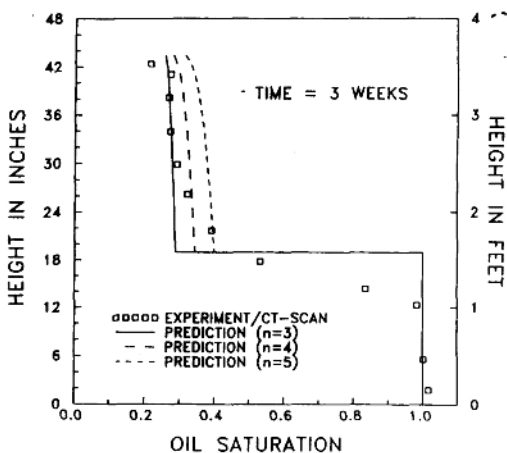


图 9 3 周后的油饱和度剖面

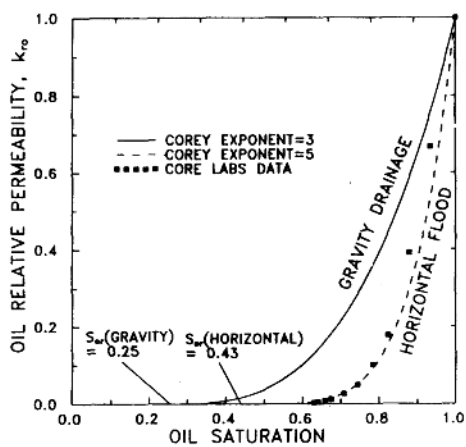


图 10 双相油气条件下的重力泄油与水平驱替 k_{ro} 的比较

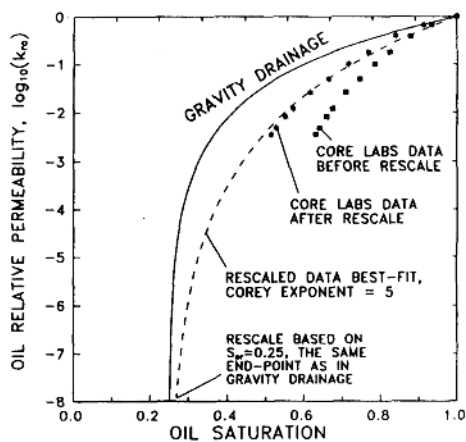


图 11 换算后的岩心驱替 k_{ro} 与重力泄油 k_{ro} 的比较