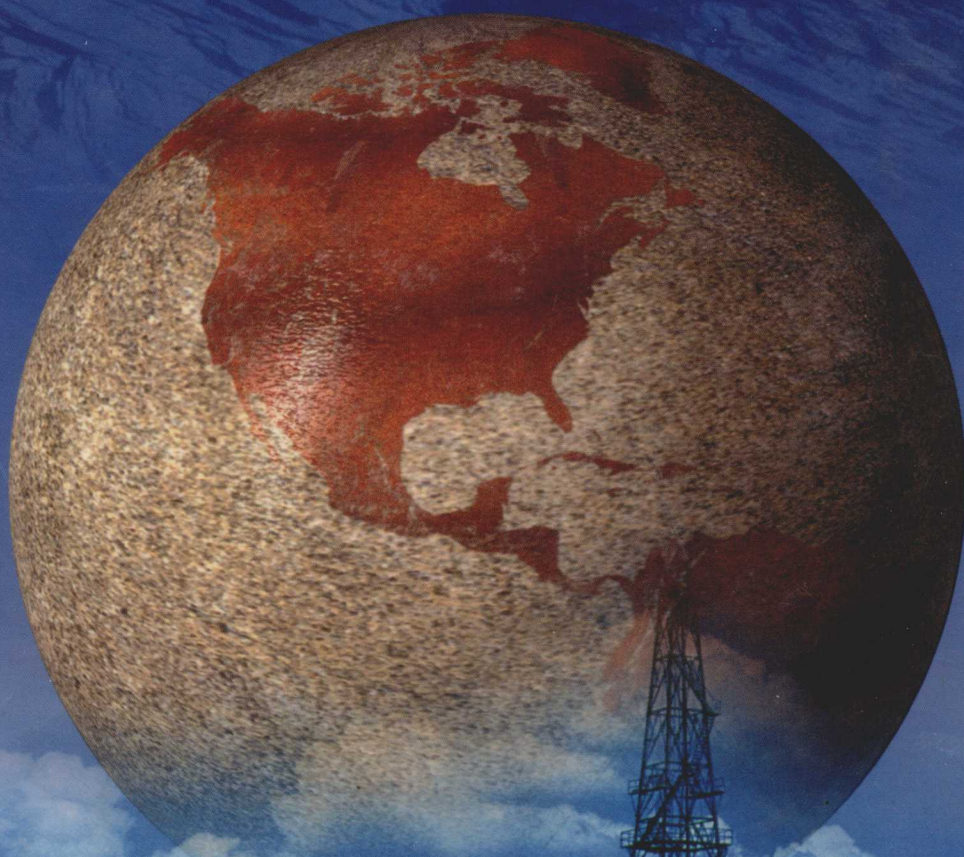


岩石力学与石油工程研究进展

——第三次全国深层岩石力学学术大会论文集

中国岩石力学与工程学会深层岩石力学专业委员会 主编



石油工业出版社
PETROLEUM INDUSTRY PRESS

0313458

TE21 53

001

Handwritten: Hurd
agrick

第三次全国深层岩石力学学术大会论文集

The Third Meeting on Rock Mechanics of Deep Formations

岩石力学与石油工程 研究进展

中国岩石力学与工程学会深层岩石力学专业委员会 主编



石油大學

0320066

石油工业出版社

内 容 提 要

本书是中国岩石力学与工程学会深层岩石力学专业委员会与石油大学(北京)联合举办的第三次全国深层岩石力学学术大会会议论文集。共收录论文40余篇,主要涉及了岩石力学与石油工程领域的力学问题,包括井壁稳定、钻井液、井眼轨迹控制、固井、套损、油气藏储层等方面的研究现状与进展。

本书可供石油工程相关专业的科研与教学人员参考。

图书在版编目(CIP)数据

岩石力学与石油工程研究进展:第三次全国深层岩石力学学术大会论文集/中国岩石力学与工程学会深层岩石力学专业委员会主编. —北京:石油工业出版社,2005. 1

ISBN 7-5021-4957-0

- I. 岩…
- II. 中…
- III. 石油工程-岩石力学-学术会议-文集
- IV. TE21-53

中国版本图书馆 CIP 数据核字(2004)第 139634 号

出版发行:石油工业出版社

(北京安定门外安华里2区1号 100011)

网 址:www.petropub.cn

总 机:(010)64262233 发行部:(010)64210392

经 销:全国新华书店

排 版:北京乘设伟业科技排版中心排版

印 刷:北京地质印刷厂印刷

2005年1月第1版 2005年1月第1次印刷

787×1092毫米 开本:1/16 印张:13

字数:386千字 印数:1—250册

定价:36.00元

(如出现印装质量问题,我社发行部负责调换)

版权所有,翻印必究

前 言

目前,石油天然气勘探开发活动日益活跃,勘探领域从陆地到海上、从浅部地层到深部地层,从老区到新区的迅速延伸,钻遇复杂高压地层、低渗透油气藏和隐蔽油气藏等的机会越来越多,同时,钻井中出现像套管损坏、井壁失稳等越来越多的技术难题。而对一些大位移井、多分支井、多目标井和欠平衡钻井等复杂结构井及一些特殊工艺井,单纯依靠经验已无法避免和减少因井下复杂和钻井事故所造成的巨大损失。

近年来,钻井领域出现了大位移井、欠平衡钻井、多分支钻井、连续油管钻井和膨胀管钻井等一系列新技术。这些钻井新技术的问世,为钻井液及其相关技术的发展带来了活力,并促进了新型钻井液的开发与应用。国内相继研制成功了聚合醇钻井液、可循环微泡沫钻井液、无渗透钻井液、双保型钻井液等新型钻井液,既满足了环境保护、防止地层伤害、稳定井壁、防漏堵漏和应付恶劣钻井环境的要求,又大大推动了钻井技术的进一步发展。

本次会议论文集收集的 40 余篇论文分为理论研究与应用技术两个部分。论文内容主要涉及了岩石力学,特别是与石油工程相关的力学方面的文章,包括套管损坏、井眼轨迹控制、岩性识别、套管应力计算、钻头选型、井壁稳定、可膨胀管、固井技术、测斜仪正确使用、小井眼侧钻水平井、欠平衡钻井等多方面的技术研究及应用。此外,还收录了部分采油、开发与储运相关方面的文章,这些论文体现了石油钻井技术发展的最新研究成果及新技术、新工艺和新方法,具有较高的学术水平和实用价值,在一定程度上反映了该方面的研究现状与进展。

本论文集能顺利出版,首先感谢各位作者的大力支持,还要感谢陈勉教授、邓金根教授与金衍老师在学术、组织等方面的指导和帮助。

石油大学(北京)石油天然气工程学院博 2002 班在本次会议的组稿过程中给予了大力支持,以郑力会为主席,初飞雪与康晓东为秘书,侯磊、单学军、侯喜茹、张金波、潘起峰、李军为内审专家的团队为论文集的最终定稿和出版做了许多工作,在此一并表示真挚的感谢!论文集论文整理工作由郝伟完成,在次表示特别感谢!

2004 年 11 月

目 录

用加权余量法求内边界简支环板的极限荷载	赵 颖 陈 勉 刘 磊(1)
复杂地应力条件下的石油套管损坏问题	李 军 陈 勉 张 辉 赵 辉(6)
优选钻井液中暂堵剂颗粒尺寸分布的新理论和新方法	张金波 鄢捷年(10)
复杂条件下井眼轨迹自动化与智能化控制技术发展历程及潜力分析	侯喜茹 柳贡慧 楚彦方(14)
倾斜韵律岩层垂向应力波动性分析	杨恒林 陈 勉 金 衍 张广清(19)
环保型钻井液的现在和将来	郑力会 王秀平(22)
地层岩性识别方法	张 辉(27)
定向井套管应力计算三维有限元模型	史明义 陈 勉 李 军 金 衍(31)
用综合法评选钻头	潘起峰 高德利(34)
用突破压力法确定堵剂在油藏中的封堵位置	才 程 赵福麟 岳湘安(38)
考虑裂缝失效的注水井压裂裂缝参数优化	单学军 张士诚 郎兆新 马长军(43)
岩石颗粒表面吸附水层厚度实验研究	刘德新 岳湘安 侯吉瑞 曹建宝(48)
深井煤层段钻进井壁稳定技术	孙德宇 李 军 张 辉(53)
油气藏裂缝系统信息特征及其研究方法	康晓东 李相方(56)
酸压工艺在深井碳酸盐岩储层的应用与展望	陈志海 戴 勇(61)
物理场在低渗透油藏开采中的应用前景	张继红 岳湘安(67)
交联聚合物溶液(LPS)在多孔介质中渗流规律的研究	孙志斌 李明远 林梅钦 吴肇亮(72)
基于老井资料的老区增储方法研究	梁自安(76)
应用防砂压裂技术提高原油采收率	李霄男(80)
可膨胀管塑性变形机理研究	付胜利 高德利(83)
天然气地面集输工程决策支持系统	郭小哲 李长忠 朱玉武(87)
一种新的触变性模型的研究	侯 磊 张劲军(93)
凝析气藏压裂伤害和返排技术研究	冯 虎 吴晓东 宋 凯 马焕英(97)
• 川东地区固井技术难点及对策	李延伟(100)
• 轮古地区长裸眼井段井壁稳定技术	魏善国(107)
盐岩地层厚度对套管强度的影响规律分析	赵振峰 陈 勉 金 衍(110)
欠平衡钻井液研究现状及其应用	李志勇 鄢捷年(113)
吐哈油田可循环微泡沫钻井液技术研究和应用	张金山 牟少敏 李喜成 黄建刚 邹全勇 杜 芬 张 斌(119)
自浮式单点照相测斜仪的正确使用	李喜成 梅运宜 牟少敏 黄建刚(124)
聚合物二次交联调剖体系封堵裂缝与大孔道技术研究与应用	王洪关 张 松 冯爱丽(128)
聚合醇钻井液技术在红台8井的研究与应用	张金山 李喜成 黄建刚 牟少敏 王明星 邹全勇 周哲文(134)
库1井深井小井眼开窗侧钻水平井钻井实践	余克勤(138)
聚合物驱原油破乳剂研究与应用	何 恕 鄢捷年(142)
华北油田二连地区油水井套变原因综合分析研究	李远超 吴晓东 马焕英 张祖国 李良文 吕彦平(146)
压裂充填防砂技术在渤海油田的可行性	符 翔 康晓东(151)
小型水驱凝析气藏衰竭式开采的优化	生如岩 李相方(155)

· 高钢级管线钢在输气管道中的应用	初飞雪	顿宏峰(162)	
· 双台子油田热河台低渗透油层储层特征及评价	李霄男	(166)	
· 充气欠平衡钻井气液流量组合设计新方法及应用	杨虎	鄢捷年(171)	
· 微地震研究及在水力压裂裂缝监测中的应用	周健	陈勉	张旭东(177)
· 模糊数学在长庆气田靖边区碳酸盐岩储层评价中的应用	李中锋	何顺利(182)	
· 井壁稳定性研究新仪器、新方法——非接触式高温高压智能膨胀仪	余维初	鄢捷年(186)	
· 欢喜岭中潜山特殊岩性储层研究	李霄男	(190)	
· 钻井日费预测与评价中 Montecarlo 方法的应用	王小秋	汪志明	徐静(195)

用加权余量法求内边界简支环板的极限荷载

赵颖¹ 陈勉¹ 刘磊²

(¹石油大学(北京)石油天然气工程学院 北京 102249)(²辽宁大学数学系 沈阳 110036)

摘要 本文应用 Mises 屈服条件分析内边界简支环板在线性荷载与均布荷载共同作用下的极限荷载。考虑到 Mises 屈服条件的非线性,文中采用加权余量法进行分析。针对线性荷载的不同分布形式,给出极限荷载的计算结果。

关键词 加权余量法,内边界简支环板,线性荷载,均布荷载,Mises 屈服条件,极限荷载

THE SOLUTION TO LIMIT LOADS OF SIMPLY SUPPORTED ANNULAR PLATE BY WEIGHTED RESIDUAL METHOD

Zhao Ying¹, Chen Mian¹, Liu Lei²

(¹Faculty of Petroleum Engineering, University of Petroleum, Beijing 102249, China)

(²Department of Mathematics, Liaoning University, Shenyang 110035, China)

Abstract In this paper, by Mises yield criteria, the limit loads of simply supported annular plate under the combined action of linear loads and uniform loads are investigated. Due to the nonlinearity of Mises yield criteria, the weighted residual method is adopted. Simply supported annular plate under two types of distributing forms of linear load are considered, and the analytical formula and numerical results of the limit load of annular plate by Mises yield criteria are given. The influence curves of limit loads on β (the ratio of internal diameter to external diameter of annular plate) are drawn and the results are compared with those obtained under the limit condition of maximum moment of force. From the influence curves, it is found that the curves change reasonably, and the results obtained in this paper are slightly larger than the results obtained under the limit condition of maximum moment of force, so the results in this paper are reasonable.

Key words weighted residual method, simply supported annular plate on inner boundary, linear load, uniform load, Mises yield condition, limit load

1 引言

利用最大弯矩极限条件^[1]对环板进行塑性极限分析时,虽然计算简便,但和实际情况有较大差别。如果选用 Tresca 屈服条件或 Mises 屈服条件,则计算又相当困难。特别是由于 Mises 屈服条件是非线性的,故很少应用于环板的塑性极限分析问题。赵颖^[4]和刘福林^[5]曾利用 Mises 屈服

条件对环板进行分析,但对于内边界支承的简支环板,至今还未见到关于在线性荷载或均布荷载单独作用下的 Mises 屈服条件的计算结果及上述两种荷载共同作用的例子的报道。本文应用加权余量法中的子域法和极值条件,求出了承受均布荷载和线性荷载共同作用的内边界简支环板在 Mises 屈服条件下极限荷载所满足的方程式,并由此求出近似值并画出极限荷载影响曲线。板的材料是理想刚塑性的。

2 在线性荷载第一种分布形式下的解

设作用于内边界简支环板上的线性荷载与均布荷载如图1所示,图中 a_0, a 为环板的内、外半径, R_0 为内边界支承处的环形支反力, q_1 为均布荷载的集度, q_2 为线性荷载的最大集度。则环板的平衡方程为:

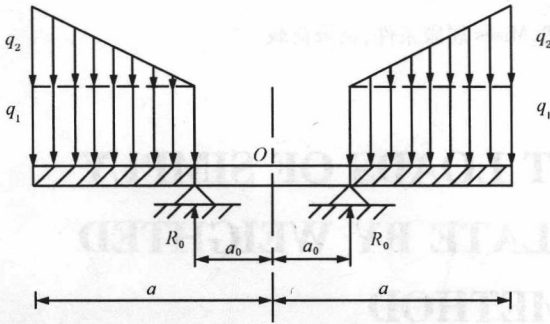


图1 环板和荷载示意图

Fig.1 Schematic diagram of annular plate and load

$$\frac{d(RM_R)}{dR} - M_\theta = RQ_R = a_0R_0 - \frac{1}{6(a-a_0)} \times \{2q_2R^3 + 3R^2[(a-a_0)q_1 - a_0q_2] - a_0^2[3(a-a_0)q_1 - a_0q_2]\} \quad (1)$$

式中, M_R, M_θ 分别为环板的径向与横向弯矩。为了便于下面无量纲形式的径向坐标用 r 表示,因此式中的径向坐标暂用 R 表示。式中环形支反力 R_0 为:

$$R_0 = \frac{(a-a_0)}{6a_0} [3q_1(a+a_0) + q_2(2a+a_0)] \quad (2)$$

将 R_0 代入平衡方程,并为了求解方便,将平衡方程(1)化为无量纲形式:

$$\frac{d(rm_r)}{dr} - m_\theta = 3P_1(1-r^2) - \frac{P_2(2r^3 - 3r^2\beta + 3\beta - 2)}{1-\beta} \quad (3)$$

式中各量均为无量纲:

$$\begin{cases} \beta = \frac{a_0}{a}, \beta \leq r = \frac{R}{a} \leq 1, m_r = \frac{M_R}{M_p} \\ m_\theta = \frac{M_\theta}{M_p}, P_1 = \frac{q_1 a^2}{6M_p}, P_2 = \frac{q_2 a^2}{6M_p} \end{cases} \quad (4)$$

式中 M_p ——塑性极限弯矩。

Mises 屈服条件为:

$$m_r^2 - m_r m_\theta + m_\theta^2 = 1 \quad (5)$$

当环板屈服时,边界条件为:

$$\begin{cases} m_r(\beta) = m_r(1) = 0 \\ m_\theta(\beta) = m_\theta(1) = -1 \end{cases} \quad (6)$$

下面用加权余量法中的子域法来分析此线性问题^[2]。根据边界条件式(6),可设试函数为:

$$\begin{cases} m_r = k_1 r(r-\beta)(r-1) \\ m_\theta = k_2 r(r-\beta)(r-1) - 1 \end{cases} \quad (7)$$

式中 k_1, k_2 ——待定系数。

可以看出,试函数式(7)符合边界条件式(6)。

将试函数式(7)分别代入平衡方程式(3)与Mises屈服条件式(5),得相应余量:

$$R_1 = k_1 r [2(r-\beta)(r-1) + r(r-1) + r(r-\beta)] - k_2 r(r-\beta)(r-1) - 3P_1(1-r^2) + \frac{P_2(2r^3 - 3r^2\beta + 3\beta - 2)}{1-\beta} + 1 \quad (8)$$

$$R_2 = (k_1^2 + k_2^2 - k_1 k_2) r^2 (r-\beta)^2 (r-1)^2 + (k_1 - 2k_2) r(r-\beta)(r-1) \quad (9)$$

考虑到余量 R_1, R_2 只是 r 的函数,故只需沿半径 r 方向消除余量。消除余量的方程为:

$$\int_\beta^1 R_1 dr = k_2(1-\beta)^2(1+\beta) - 12P_1(1-\beta) \times (\beta+2) - 6P_2(1-\beta)(\beta+3) + 12 = 0 \quad (10)$$

$$\int_\beta^1 R_2 dr = 2G(k_1^2 + k_2^2 - k_1 k_2) - 35k_1 \times (1+\beta)(1-\beta)^3 + 70k_2(1+\beta)(1-\beta)^3 = 0 \quad (11)$$

式中

$$G = 2 - 7\beta + 7\beta^2 - 7\beta^3 + 7\beta^6 - 2\beta^7 \quad (12)$$

在式(10)、式(11)中有四个未知量 k_1, k_2, P_1 和 P_2 ,故不能直接从式(10)、式(11)中求出 P_1 和 P_2 ,因此文中还将应用极值条件。求解式(10),可以得到:

$$k_2 = 12P_1 \frac{\beta+2}{(1-\beta)(1+\beta)} + 6P_2 \frac{\beta+3}{(1-\beta)(1+\beta)} - \frac{12}{(1-\beta)^2(1+\beta)} \quad (13)$$

将所求得的 k_2 的表达式代入式(11),经整理得:

$$2Gk_1^2 - k_1 \left\{ \frac{12G[2P_1(\beta+2) + P_2(\beta+3)]}{(1-\beta)(1+\beta)} \right\}$$

$$\begin{aligned}
 & - \frac{24G}{(1-\beta)^2(1+\beta)} + 35(1+\beta)(1-\beta)^3 \Big\} \\
 & + \frac{72G[2P_1(\beta+2) + P_2(\beta+3)]^2}{(1-\beta)^2(1+\beta)^2} \\
 & + \left[420(1-\beta)^2 - \frac{288G}{(1-\beta)^3(1+\beta)^2} \right] \\
 & \quad \times [2P_1(\beta+2) + P_2(\beta+3)] \\
 & + \left[\frac{288G}{(1-\beta)^4(1+\beta)^2} - 840(1-\beta) \right] = 0
 \end{aligned} \quad (14)$$

在上式中对 k_1 取极值,得:

$$\begin{aligned}
 k_1 = & \frac{3[2P_1(\beta+2) + P_2(\beta+3)]}{(1-\beta)(1+\beta)} \\
 & - \frac{6}{(1-\beta)^2(1+\beta)} + \frac{35(1+\beta)(1-\beta)^3}{4G}
 \end{aligned} \quad (15)$$

再将 k_1 代回式(14),得到环板在屈服状态下无量纲极限荷载 P_1 和 P_2 所满足的方程:

$$\begin{aligned}
 & \frac{54G[2P_1(\beta+2) + P_2(\beta+3)]^2}{(1+\beta)^2(1-\beta)^2} \\
 & + \left[315(1-\beta)^2 - \frac{216G}{(1+\beta)^2(1-\beta)^3} \right] \\
 & \times [2P_1(\beta+2) + P_2(\beta+3)] \\
 & - \left[\frac{216G}{(1+\beta)^2(1-\beta)^4} - 630(1-\beta) \right. \\
 & \left. - 1225 \frac{(1+\beta)^2(1-\beta)^6}{8G} \right] = 0
 \end{aligned} \quad (16)$$

3 在线性荷载第二种分布形式下的解

设作用于内边界筒支环板上的线性荷载与均布荷载如图2所示,图中各量如图1的说明。此

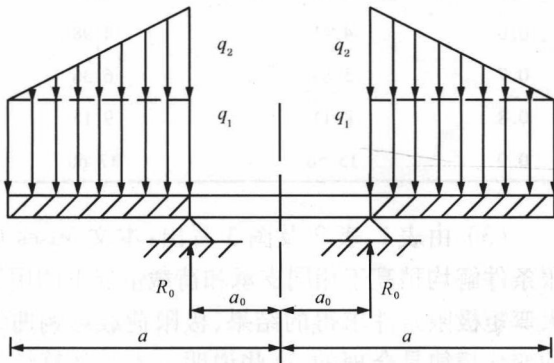


图2 环板和荷载示意图

Fig. 2 Schematic diagram of annular plate and load

时,环板内边界支撑处的环形支反力 R_0 为:

$$R_0 = \frac{(a-a_0)}{6a_0} [3q_1(a+a_0) + q_2(a+2a_0)]$$

于是,环板的无量纲形式的平衡方程为:

$$\frac{d(rm_r)}{dr} - m_\theta = 3P_1(1-r^2) + P_2 \frac{2r^3 - 3r^2 + 1}{(1-\beta)} \quad (17)$$

式中各无量纲量 m_r 、 m_θ 、 β 、 r 、 P_1 和 P_2 的说明仍如式(4)。

除平衡方程不同外,Mises 屈服条件与边界条件仍为式(5)、式(6),因此仍取式(7)为试函数。将试函数式(7)分别代入平衡方程式(17)和 Mises 屈服条件式(5),得相应余量:

$$\begin{aligned}
 R_3 = & \frac{d(rm_r)}{dr} - m_\theta - 3P_1(1-r^2) - P_2 \frac{2r^3 - 3r^2 + 1}{(1-\beta)} \\
 = & k_1 [4r^3 - 3(\beta+1)r^2 + 2\beta r] - k_2 [r^3 - (\beta+1)r^2 \\
 & + \beta r] - 3P_1(1-r^2) - P_2 \frac{2r^3 - 3r^2 + 1}{(1-\beta)} + 1
 \end{aligned} \quad (18)$$

$$\begin{aligned}
 R_4 = & m_r^2 - m_r m_\theta + m_\theta^2 - 1 \\
 = & (k_1^2 + k_2^2 - k_1 k_2) r^2 (r-\beta)^2 (r-1)^2 \\
 & + (k_1 - 2k_2) r (r-\beta) (r-1)
 \end{aligned} \quad (19)$$

消除余量:

$$\begin{aligned}
 \int_{\beta}^1 R_3 dr = & k_2(1-\beta)^2(1+\beta) - 12P_1(1-\beta) \\
 & (\beta+2) - 6P_2(1-\beta)(\beta+1) + 12 = 0
 \end{aligned} \quad (20)$$

$$\begin{aligned}
 \int_{\beta}^1 R_4 dr = & 2G(k_1^2 + k_2^2 - k_1 k_2) - 35k_1(1+\beta) \\
 & \times (1-\beta)^3 + 70k_2(1+\beta)(1-\beta)^3 = 0
 \end{aligned} \quad (21)$$

由式(20)、式(21)消去 k_2 ,再对 k_1 取极值,最后得环板在图2所示线性荷载作用下无量纲极限荷载 P_1 和 P_2 所满足的方程式:

$$\begin{aligned}
 & \frac{54G[2P_1(\beta+2) + P_2(\beta+1)]^2}{(1+\beta)^2(1-\beta)^2} \\
 & + \left[315(1-\beta)^2 - \frac{216G}{(1+\beta)^2(1-\beta)^3} \right] \\
 & \quad \times [2P_1(\beta+2) + P_2(\beta+1)] \\
 & + \left[\frac{216G}{(1+\beta)^2(1-\beta)^4} - 630(1-\beta) \right. \\
 & \left. - 1225 \frac{(1+\beta)^2(1-\beta)^6}{8G} \right] = 0
 \end{aligned} \quad (22)$$

4 结果分析与结束语

(1) 对于内边界简支环板,在图 1 所示的荷载作用下,本文 Mises 屈服条件解为式(16)。现在考虑一个特例,即当 $q_1 = q_2 = q_0$ 时, $P_1 = P_2 = P$,则式(16)变为:

$$\frac{54G(3\beta + 7)^2}{(1 + \beta)^2(1 - \beta)^2}P^2 + \left[315(1 - \beta)^2(3\beta + 7) - \frac{216G(3\beta + 7)}{(1 + \beta)^2(1 - \beta)^3} \right]P - \left[\frac{216G}{(1 + \beta)^2(1 - \beta)^4} - 630(1 - \beta) - 1225 \frac{(1 + \beta)^2(1 - \beta)^6}{8G} \right] = 0 \quad (23)$$

而在此情况下,用最大弯矩极限条件求解时,其解为^[3]:

$$P = \frac{q_0 a^2}{6M_p} = \frac{2}{(7 + 3\beta)(1 - \beta)} \quad (24)$$

两者随 β 变化的值的比较如表 1,由表 1 画出极限荷载影响曲线如图 3 中的曲线①。

表 1 图 1 所示荷载作用下的极限荷载 $q_0 a^2 / M_p$
Table 1 Limit load ($q_0 a^2 / M_p$)
under the load shown by fig. 1

β	最大弯矩极限条件解	最大弯矩极限条件解
0.1	1.83	2.04
0.2	1.97	2.21
0.3	2.17	2.44
0.4	2.44	2.75
0.5	2.82	3.18
0.6	3.41	3.84
0.7	4.40	4.96
0.8	6.38	7.20
0.9	12.37	13.97

(2) 对于内边界简支环板,在图 2 所示的荷载作用下,本文 Mises 屈服条件解为式(22)。当 $q_1 = q_2 = q_0$,即 $P_1 = P_2 = P$ 时,式(22)变为:

$$\frac{54G(3\beta + 5)^2}{(1 + \beta)^2(1 - \beta)^2}P^2 + [315(1 - \beta)^2(3\beta + 5) - \frac{216G(3\beta + 5)}{(1 + \beta)^2(1 - \beta)^3}]P + \left[\frac{216G}{(1 - \beta)^2(1 - \beta)^4} - 630(1 - \beta) - 1225 \frac{(1 + \beta)^2(1 - \beta)^6}{8G} \right] = 0 \quad (25)$$

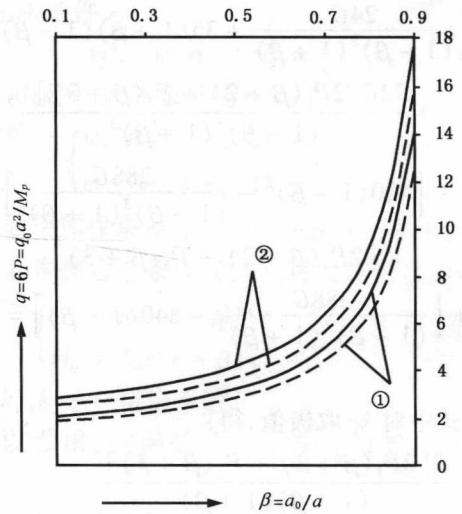


图 3 极限荷载影响曲线

Fig. 3 Influence curve of limit load

虚线——最大弯矩极限条件解;
实线——本文 Mises、屈服条件解

同样,在此情形下,用最大弯矩极限条件求解时,其解为^[3]:

$$P = \frac{q_0 a^2}{6M_p} = \frac{2}{(5 + 3\beta)(1 - \beta)} \quad (26)$$

两者随 β 变化的值的比较如表 2,由表 2 画出无量纲极限荷载 $q = 6P = q_0 a^2 / M_p$ 的影响曲线如图 3 中的曲线②。

表 2 图 2 所示荷载作用下的极限荷载 $q_0 a^2 / M_p$
Table 2 Limit load ($q_0 a^2 / M_p$)
under the load shown by fig. 2

β	最大弯矩极限条件解	最大弯矩极限条件解
0.1	2.52	2.81
0.2	2.68	3.00
0.3	2.91	3.27
0.4	3.23	3.63
0.5	3.69	4.16
0.6	4.41	4.98
0.7	5.63	6.36
0.8	8.11	9.15
0.9	15.58	17.60

(3) 由表 1、表 2 及图 3 看出:本文 Mises 屈服条件解均稍高于相同支承和荷载情况下的用最大弯矩极限条件求得的结果,极限荷载影响曲线的变化规律是合理的,这些说明了本文计算结果的合理性。

(4) 本文在应用加权余量法进行分析的同

时,还应用了极值条件,因此求出的是极限荷载的最大下限解,所以计算结果较理想。

参考文献

- 1 徐秉业,刘信声. 结构塑性极限分析. 北京:中国建筑工业出版社,1985
- 2 徐次达. 固体力学加权残值法. 上海:同济大学出版社,1987

- 3 宋继侠,刘福林. 环板在局部均布和线性荷载共同作用下的塑性极限分析. 兵工学报,1996,17(2): 188 ~ 192
- 4 赵颖,王福忠,张晓峰. 用加权余量法求圆板在 Mises 屈服条件下的极限荷载. 沈阳电力高等专科学校学报,2001,3(3): 49 ~ 51
- 5 刘福林. 用加权余量法分析固支圆板和环板 Mises 屈服条件下的极限荷载. 计算力学学报,2002,19(3): 369 ~ 372

复杂地应力条件下的石油套管损坏问题

李军¹ 陈勉¹ 张辉¹ 赵辉²

(¹石油大学(北京)石油天然气工程学院 北京 102249) (²中国中化集团公司石油勘探开发公司 北京 100045)

摘要 本文阐述了当前我国套管损坏问题的严峻形势,分析了套管损坏的主要原因,指出复杂的地应力条件是导致套管损坏的根本诱因之一。分别讨论了均匀地应力、非均匀地应力、蠕变地应力条件下直井及定向井套管损坏问题的研究现状及其不足。提出了加强标准套管设计、完善套管—水泥环—井壁围岩组合体力学分析、重视新型高强度油井水泥开发、开展盐岩蠕变各向异性研究、建立定向井套管应力计算有限元模型等新思路。

关键词 地应力,套管损坏,非均匀,蠕变,定向井

Casing Damage Problem Under Complex In-situ Stress Conditions

Li Jun¹, Chen Mian¹, Zhang Hui¹, Zhao Hui²

(¹Faculty of Petroleum Engineering, University of Petroleum, Beijing 102249, China; ²SINOCHEM, Beijing 100045, China)

Abstract The serious status of casing damage in China is introduced. The major reasons of casing collapse are analyzed with the conclusion that the complex in-situ stress condition is one of the most important inducements. The casing damage problems of vertical and directional wells are discussed with the different conditions about uniform, un-uniform and creep in-situ stresses. Based on the above analysis, we present some new points such as strengthen standard casing design, perfecting mechanical analysis of casing-cement sheath-rock combinations, development of new oil well cement, the creep anisotropy of rock salt and the establishment of 3D FEA model for casing stress computation of directional wells.

Key words in-situ stress, casing damage, un-uniform, creep, directional wells

1 引言

套管损坏是我国各主力油田开发中后期面临的主要问题之一,已经成为降低成本、增加效益的瓶颈。截至1994年底,我国套管损坏(套损)井已达13500多口,近年来的统计数字更是高得惊人^[1,2]。例如:大庆油田套损井数逐年增加,第二次套损高峰居高不下,持续5年之久,2001年月均套损井数创历史新高,套损率呈上升趋势,累积套损井数达到8312口,套损的直接经济损失超过1000亿元。再如胜利油田,自1972年发现第一

口套损井以来,套损井数量呈逐年增加趋势。1983年后套损井数量激增,目前的套损井数已超过3000口。再如以稠油生产为主的辽河油田,近年来的套损问题愈演愈烈。如杜229区块,据2000年的统计,其套损率已经达到了创记录的65%,也就是说,油田仅有1/3的井在维持生产。可见,各大油田的套损问题已经非常突出,成为制约油气生产的痼疾。

2 套管损坏原因简析

导致套管损坏的原因很多,包括:地质因素、

工程因素、套管质量因素、套管腐蚀、钻井过程因素等。每个油田、每个区块、甚至每口井的地质条件和作业工况都不尽相同,因此造成套管损坏的原因也是千差万别,但每口井的套损都会有主导因素起着决定性的作用。从力学角度看,无论是何种因素起主导作用,最终的结果都是套管所承受的外力超过了当时的套管强度,导致套管的变形与损坏。即便是腐蚀为主导因素,也常常伴随着套管强度的降低与变形。因此,套管损坏问题多数情况下是一个力学问题。

在导致套管损坏的诸多因素中,大都与地应力有着密切关系。如:构造应力、泥岩和盐岩的膨胀与蠕变、油层出砂、地层沉降与油层压实、断层复活、地壳运动及地震、射孔、水力压裂、钻井过程因素等。因此,复杂的地应力条件是导致套损的根本诱因之一。油田原地应力场对确定套管载荷,选择合适的套管以及科学合理地进行套管柱设计有着决定性的影响。然而,传统的套管载荷分析与设计都是以注水泥过程中套管所承受的均匀液压为基准的^[3]。在水泥浆凝固后的长期开采过程中,套管更多的则要承受地应力的影响。地应力的分布是十分复杂的,可能是均匀的,也可能是非均匀的,亦或是泥页岩或盐膏岩地层蠕变导致近井应力急剧升高等。这方面的研究虽已起步,但尚未形成规范,真正应用到套管设计中的并不多。而且,继续频繁发生的套损事故也说明目前的套损力学机理研究亟待加强。

3 复杂地应力对套管损坏的影响

地应力一般可以分为均匀地应力和非均匀地应力两大类。这里是指远场地应力而言,在钻井和开发过程中,一般假定其为不变值。对于近井应力来说,由于受到井眼形状、钻井液密度、岩石变形等诸多因素的影响则要复杂得多。根据套损机理研究可知,近井软岩蠕变是导致套管损坏的重要原因之一。因此,很多学者将蠕变应力载荷研究作为一个攻关方向,目前已经成为一个重要的研究分支。鉴于此,分均匀、非均匀和蠕变地应力三大类来讨论。严格来说,均匀和非均匀地应力条件下都可以产生蠕变,它们是相互渗透、转化与包容的关系。

3.1 均匀地应力条件下的套管损坏问题

从地应力的角度看,对套管影响最大的是由

其产生的外挤载荷。套管的挤毁压力也是套管强度设计的三个主要内容(内压、外挤、拉伸)之一。目前常用的 API 和 ГОСТ 标准都是以套管承受均匀外载即均匀地应力为基础的,或者说两者均未考虑地应力的非均匀性。

通常,套管设计中考虑的外挤载荷是在下套管、注水泥过程中下部套管承受的环空水泥浆液柱压力。一般情况下,这个压力比水平地应力值要大。在水泥浆凝固前,无论地应力是否均匀,此时作用在套管的外载都应该是均匀液压。而在水泥浆凝固后,套管、水泥环以及地层将组成一个组合弹性体。此时,如果原地应力是均匀的,那么套管仍将承受均匀外挤载荷。由于 API 设计中考虑的外载为最大外挤载荷,而水泥浆凝固后套管的外挤载荷会减小。因此,从理论上讲,均匀地应力下设计的套管外挤强度应该是安全的。当然,在实际作业过程中,可能会出现由于套管不居中、水泥环缺失、固井质量差、地层流体腐蚀套管、射孔、高压超高压注水以及酸化、压裂等增产措施导致套管强度降低、寿命缩短的情况。但从整体上来讲,这样的设计理念是可行的。然而,在非均匀地应力条件下,情况就大不相同了。研究表明:严重的非均匀地应力载荷可使套管的强度下降 70%~85%^[4],可见其危害性是非常大的。然而,无论地应力载荷是否均匀,在设计中套管的选择都要以均匀载荷下的强度为准,而且非均匀外载可以通过等效破坏载荷等方法转换为均匀载荷^[5,6]。另外,有些套损问题原本就发生在盐岩、膏岩等水平地应力均匀的地层,这是国际石油界普遍认同的结论^[7,8]。因此,加强和完善基于均匀外挤载荷的标准套管设计,以便在机理上实现突破仍是攻关方向之一,具有重要的意义。

3.2 非均匀地应力条件下的套管损坏问题

前已述及,在注水泥后水泥浆未凝固以前,套管承受均匀外挤载荷。而在水泥凝固后,套管、水泥环、地层将组成一个组合弹性体。此时的地层应力载荷会刚性传递到套管上。岩石力学研究表明,在绝大多数情况下,两个水平地应力是不相等的。因此,套管在固井后一般都要承受非均匀载荷,而非均匀载荷对于套管应力有着至关重要的影响。

Nester 等人在 1987 年利用简单的模拟试验研究套管承受均匀外载和非均匀外载时的强

度^[9],得出结论认为套管承受非均匀外载的强度仅为承受均匀外载强度的1/20~1/8。但文中对存在水泥环的情况没有研究,也没有进行理论推导。El-Sayed 等人在1989年利用弹性力学理论对单层套管和双层套管的受力情况进行了分析,推导了相应的应力计算公式^[4]。国内房军等人也对非均匀地应力作用下的套管与水泥环的受力进行了弹性力学分析^[10],并且推导了相应的线性代数方程组,借助计算机可以求得套管、水泥环的应力分布情况。

尽管国内外研究人员都认识到了非均匀载荷的重要性,但遗憾的是,到目前为止尚没有一个较好的解决非均匀地应力地层套管损坏问题的方法。从研究现状看,单纯依靠增加套管强度的方法是不可行的,一是套管材料本身强度的提升空间已经不大,况且其高昂的成本也常常令人望而却步。二是当前所应用的三种主要方法(高强度套管、特厚壁套管以及双层组合套管)在配套工具、工艺上还不完善。往往是谈的多、用的少,仅限于一些试验井,没有形成成熟合理的工艺体系。虽然提高套管强度仍是今后一个时期防治套管损坏的主要措施,但应该加强对固井后套管与水泥环及围岩组合体的受力分析,以求在机理上有所突破。

在套管—水泥环—地层组合体中,地层参数不可改变。套管的力学参数理论上可变,但实际上,其材料性能提升的余地已不大且成本高昂。相对而言,水泥环的成本低廉且为现场灌制而成,其性能更易于人为控制。因此,对水泥环的研究近年来受到重视^[11-13]。目前的主要结论有:增大水泥环弹性模量对减缓套管外载比较有效;水泥环缺陷或不居中对接套管受力有明显影响等。纵观前人的研究,有两个方面可能被忽视。一是地层载荷的传递问题。先前的研究大都注意到了从水泥环到套管的载荷传递效率,而把地层载荷作为常量加在水泥环上。实际上根据弹性力学的多层管理论,如果将地层视为厚壁筒(等同于无限大平面),而将原场地应力视为不变载荷,那么从地层到水泥环亦存在压力传递效率问题。也就是说,井壁围岩应力将随着水泥环弹性参数的变化而变化,而不是定值。二是井眼形状问题。井壁稳定力学分析和现场实钻经验均表明非均匀地应力条件下形成的是椭圆井眼,相应的水泥环亦为椭圆形^[14]。而现有的理论分析都是将其简化成

圆形,这势必会造成一定误差,这方面的研究也有待深入。总的来讲,水泥环作为保护套管的最后一道屏障,应该而且必须发挥更大的作用,新型高强度水泥研究将是一个重要的方向。

3.3 蠕变地应力条件下套管损坏问题

盐岩、膏盐等流变地层的蠕变对套管产生很大的挤压力,由此导致套管的非正常损坏与变形。J. B. Cheatham 早在1964年就对盐层套管载荷问题进行了研究。认为套管在盐岩地层承受的非均匀载荷随时间增加而增加,并最终接近上覆岩层压力。提出环空必须完全注满水泥以抵御非均匀载荷。在套管强度不足的情况下,可以通过在套管内固尾管或给套管施加足够内压的方法来解决。我国学者黄荣樽、殷有泉、章根德等人也都对地层蠕变导致套管损坏问题进行了深入研究。

纵观前人的研究,大都认为盐岩层蠕变的最终结果是上覆岩层的全部重量都作用在套管上,因此,盐膏层的套管外挤载荷应按上覆岩层压力计算^[15]。我国的许多油田也都是据此进行设计施工的。从应用实际效果来看,并不能令人满意,盐岩层套管损坏仍不断发生,盐岩层载荷的确定有待于进一步深入研究。从理论上讲,如果不考虑构造应力,套管所承受的最终稳定均匀外挤载荷不会超过上覆岩层压力,但是在蠕变的过程中是否也是如此呢?结论应该是否定的。因为蠕变的过程中有可能出现水平应力不均匀的情况,而非均匀地应力在套管上形成的应力集中要比均匀应力严重得多。这样看来,盐岩层套管的损坏应该与该地层的地质及岩性特征密切相关。如断层和褶曲加剧套管损坏;倾斜盐层在两个水平方向上蠕变速率不同;盐岩、泥岩和砂岩韵律层层状结构对侧向力不均匀系数的影响等。简而言之,地层蠕变产生的应力载荷很可能是非均匀、非对称的。

邱贤德等人的试验研究也表明,盐岩蠕变裂纹的扩展在垂直于应力作用线方向上有很强的方向性^[16]。裂纹经常沿某一方向发展,并在该方向上贯通。而在与此方向垂直的另一方向上产生的裂纹数量却很少,发展也非常缓慢,不能宏观观察到。这说明盐岩蠕变存在明显的各向异性。而关于盐岩蠕变各向异性对套管载荷影响的研究目前还是空白,尚未见到有关报道。加强这方面的研究工作对准确确定软岩地层套管的外挤载荷和损

坏机理以及防治措施将具有革命性的意义。

4 定向井套管损坏问题

在我国,定向钻井工艺已经日益普及。以往大位移井、大斜度井、水平井等高难度井多应用于海洋钻井,现在亦逐渐应用于陆上钻井,如大港油田的港深 69X1 井,冀东油田的北堡西 3X1 井,都是高难度的大位移井。由于定向井的普及应用相对于直井要晚得多,因此其相应的套管损坏问题目前并不十分突出,但已经有所显现。例如,塔里木油田的 LN3-H2、LG1 等多口定向井已经出现了套管损坏,有的还相当严重。

由于定向钻井的特殊性,使得钻井过程中钻柱不可避免地要与上一级套管内壁发生摩擦,造成套管强度的降低,因此,目前开展的定向井套管研究几乎都是从管柱磨损的角度去考虑问题。而在定向井开发的过程中,复杂地应力的作用是不可忽视的。目前,复杂地应力条件下定向井套管载荷的分布特点和规律还是个空白,有待于深入研究。

对于直井而言,套管应力计算大都可以简化为平面问题。但对于定向井,则该方法不适用。因为此时的上覆岩层压力与井轴不再重合,原水平地应力不再与井轴正交,井周围岩和套管是在法向正应力和切向剪应力的联合作用下处于三维应力状态,这显然不符合平面简化的条件。由于目前尚没有关于复杂地应力条件下定向井套管应力计算的解析解,因此必须首先建立合理的三维有限元模型^[17]。

由于模型要适用于任意井眼轨迹,因此不宜采用直接建模的方法。否则模型的尺寸将随井斜角的变化而变化以消除边界效应,数值计算的稳定性难以保证。因此应采取坐标变换的方法,将原地应力场转化为斜井坐标系下的应力场,将井斜与方位的变化转化为应力分量的变化。这样就使实体模型的建立变得简单,而且可以充分保证求解过程的一致性。

5 结束语

综上所述,解决套管损坏问题是一项十分迫切而艰巨的任务。在套管外挤载荷分析与强度设计过程中,必须充分考虑复杂的地应力条件。尤

其要加强以下几方面的研究:原地应力场的分布规律与变化趋势;套管—水泥环—井壁围岩组合体的弹塑性力学分析;完善特殊条件下的标准套管设计;新型高强度油井水泥的开发;地层蠕变过程中非均匀、非对称近井应力的变化规律;复杂地应力条件对定向井套管载荷的影响规律等。相信随着研究的不断深入,套管损坏问题定会得到较好的解决。

参考文献

- 1 宋治,崔孝秉,史交齐. 全国油层套管损坏情况调查原因分析、防治推荐意见. 中国石油天然气集团公司石油管材研究所,1998
- 2 张先普,陈继明,张效羽等. 我国油田套管损坏的原因探讨. 石油钻采工艺,1996,18(5):7~12
- 3 《钻井手册(甲方)》编写组. 钻井手册(甲方). 石油工业出版社,1993:148~149
- 4 Ei-Sayed A H, Khalaf F, Cairo U. Resistance of cemented concentric casing strings under nonuniform loading. SPE17927,1989
- 5 刘绘新,严仁俊,王子平. 非均匀布载下套管强度问题研究. 钻采工艺,2001,24(4):47~48
- 6 王桂华,盖永革,程远方. 非均匀外挤力作用下套管强度特征分析. 石油钻探技术,2003,31(5):58~60
- 7 Cheatham J B, Meever J W. Behavior of casing subjected to salt loading[R]. SPE828
- 8 黄荣樽. 石油套管损坏机理和防治措施. 国外石油科技水平调查. 采油工艺系列(29),1987
- 9 Nester J H. Resistance to failure of oil well casing subjected to non-uniform transverse loading. Drilling & Prod. Practice. 1955,314~378
- 10 房军,赵怀文,岳伯谦等. 非均匀地应力作用下套管与水泥环的受力分析. 石油大学学报(自然科学版),1995,19(6):52~57
- 11 邓金根. 水泥环性质对套管外载影响的模拟试验. 石油大学学报(自然科学版),1997,21(6):24~28
- 12 宋明,杨凤香等. 固井水泥环对套管承载能力的影响规律. 石油钻采工艺,2002,24(4):7~9
- 13 马旭,龚伟安,谢建华等. 套管水泥环的室内破坏试验及力学分析. 石油机械,2000,28(4):15~18
- 14 李军,陈勉,张广清等. 易坍塌地层椭圆形井眼内套管应力的有限元分析. 石油大学学报(自然科学版),2004,28(2):45~48
- 15 谢国民,张良万,张正禄等. 江汉油田盐膏层套管损坏原因分析. 石油钻采工艺,2001,23(4):30~33
- 16 邱贤德,姜永东,阎宗岭等. 盐岩的蠕变损伤破坏分析. 重庆大学学报,2003,26(5):106~109
- 17 李军,陈勉,金衍等. 定向井井壁稳定性三维有限元分析模型. 石油钻探技术,2003,31(5):33~35

优选钻井液中暂堵剂颗粒尺寸分布的新理论和新方法

张金波 鄢捷年

(石油大学(北京)石油天然气工程学院 北京 102249)

摘要 在前人研究工作基础上,应用颗粒堆积效率最大值原理阐述了优选钻井液中暂堵剂颗粒尺寸的“理想充填”理论和 d_{90} 规则,提出了一种特别有利于对中、高渗透储层实施暂堵和保护的新方法。依据该方法研制、开发的配套软件能够根据相关地层参数,快速、准确地对具有不同粒径的暂堵剂产品按一定比例进行合理的复配组合。实验结果表明,优选出的复配暂堵方案能有效地形成致密泥饼,与传统方法相比,岩心的渗透率恢复值明显提高,从而能有效阻止钻井液中固相颗粒和滤液侵入油气层。经现场试验,证实应用该项技术可取得保护储层十分理想的效果。

关键词 理想充填理论,暂堵剂,颗粒尺寸分布,保护油气层,钻井液

NEW THEORY AND METHOD FOR OPTIMIZING THE PARTICLE SIZE DISTRIBUTION OF BRIDGING AGENTS IN DRILLING FLUIDS

Zhang Jinbo, Yan Jienian

(Faculty of Petroleum Engineering, University of Petroleum, Beijing 102249, China)

Abstract On the basis of previous research work, the “Ideal Packing Theory” and the d_{90} rule used for optimizing the particle size distribution are elaborated applying the principle of maximum of packing efficiency and a newly developed method which is beneficial to bridging and protecting median and high permeability formations particularly has been proposed. The software developed according to this method can be used to select bridging agents with different particle size in a given proportion precisely and quickly based on the related parameters of formations. The experimental results indicate that the optimized mixture of several bridging agents can form compacted mud cake effectively and the return permeability of core samples increases drastically compared with traditional methods, so that the invasion of particles and filtrate can be prevented effectively. It has been confirmed from field tests that the ideal effectiveness for controlling formation damage can be achieved by applying this technology.

Key words ideal packing theory, bridging agents, particle size distribution, formation damage control, drilling fluids

1 引言

暂堵剂的合理使用是钻井过程中保护油气层

的关键技术之一。1977年, Abrams^[1]首次提出了对钻井液中所使用的暂堵剂颗粒尺寸进行优选的准则,即“三分之一”架桥规则。在20世纪90年代初期,在此基础上,罗平亚、罗向东等人^[2-3]进

一步提出了屏蔽暂堵技术,即在一定正压差条件下,当架桥颗粒粒径为储层平均孔径的 $1/2 \sim 2/3$ 时,在储层孔喉处的架桥最为稳定。随着保护油气层技术的进一步发展,近年来国外学者指出在某些情况下,使用“三分之一”架桥规则并不能达到一种最佳的保护效果,并提出新的架桥原理和方法取而代之^[4~5]。例如,国外 M-I 钻井液公司和 BP Amoco 公司应用“理想充填”理论,建立和发展了一整套新的暂堵方法和技术,并已广泛应用于生产现场。在上述研究工作的基础上,本项研究应用颗粒堆积效率最大值原理并依据大量实验的结果,较系统地提出了对暂堵剂颗粒尺寸进行优选的新理论和新方法,并且在现场实际应用中取得了理想的暂堵和保护储层的效果。

2 连续尺寸颗粒的堆积

保护储层暂堵技术的着眼点是在储层井壁上快速形成致密的泥饼,并且在油井投产前泥饼易于清除。影响泥饼形成过程的因素除压差和环空流速外,还与钻井液中各种颗粒的尺寸和堆积情况密切相关。优选暂堵剂颗粒尺寸的理想充填新方法正是在研究连续尺寸颗粒堆积效率的基础上提出的。

就颗粒尺寸来说,人们实际接触的颗粒体系多属连续分布的体系,因此有必要建立相应的数学模型来描述连续分布颗粒体系的堆积特性。目前最常用的粒度分布模型有:Rosion - Rammler 模型、Gaudin - Schuhmann 模型及 Alfred 模型^[6]。

Rosion - Rammler 粒度分布模型的数学表达式为

$$R = \exp \left[- \left(\frac{d}{d_e} \right)^n \right] \quad (1)$$

式中 d ——任意粒径;

R ——大于粒径 d 的粒级含量;

d_e ——特征粒径,等于 $R=0.368$ 相对应的粒径;

n ——模型参数。

Gaudin - Schuhmann 粒度分布模型的数学表达式为

$$y = \left(\frac{d}{d_L} \right)^n \quad (2)$$

式中 y ——小于粒径 d 的粒级含量;

d_L ——颗粒体系中的最大粒径。

Alfred 粒度分布模型是对 Gaudin - Schuhmann 模型的改进。因为在式(2)中,当 $d=0$ 时无定义,故改为

$$y = \frac{d^n - d_s^n}{d_L^n - d_s^n} \quad (3)$$

式中 d_s ——颗粒体系中的最小粒径。

对于连续粒度分布的颗粒体系,其堆积效率是很难用解析法求解的,故多采用物理实验或计算机模拟的方法求解,也可将不连续尺寸颗粒堆积计算方法推广到连续粒度分布上去近似求解。Andreason^[6]用实验方法确定,对于服从 Gaudin - Schuhmann 粒度分布模型的颗粒体系,当模型参数 $n=0.3 \sim 0.5$ 时有最高的堆积效率。Suzuki 等人^[6]将多种离散粒径颗粒堆积的计算方法推广至连续粒度分布,得出对于服从 Gaudin - Schuhmann 粒度分布模型的颗粒体系,当模型参数 $n=0.5 \sim 0.8$ 时有最紧密的堆积。Funk^[6]推导出凡是满足 Alfred 粒度分布模型的颗粒体系,当模型参数 $n=0.37$ 时有最高的堆积效率。

3 理想充填理论和 d_{90} 规则

3.1 理想充填理论的提出

“理想充填”的含义是:对于保护储层的钻井液,需要根据孔喉尺寸加入具有连续粒径序列分布的暂堵剂颗粒来有效地封堵储层中大小不等的各种孔喉以及暂堵颗粒之间形成的孔隙。只有形成这种合理的粒径序列分布,才能确保形成滤失量极低的致密泥饼。

一般情况下,钻井液中暂堵剂颗粒的粒径大小与颗粒累积体积分数之间的关系曲线在半对数坐标上呈现一“S”形(见图1)。这种曲线只表明颗粒的粒径分布范围,并不能说明颗粒桥堵形成泥饼的充填效率。Kaeuffer 首先将涂料工业的前期研究成果推广应用于石油工业中,提出了暂堵剂颗粒的“理想充填理论”(Ideal Packing Theory),又称作 $d^{1/2}$ 理论。他假设钻井液中的暂堵颗粒服从 Gaudin - Schuhmann 粒度分布模型,并通过物理实验及计算机模拟计算,得出当模型参数 $n=0.5$ 时有最高的堆积效率。也就是说,当暂堵剂颗粒累积体积百分数与粒径的平方根(即 $d^{1/2}$)成正比时,可实现颗粒的理想充填。根据该理论,如果在直角坐标系中暂堵剂颗粒的累积体积百分