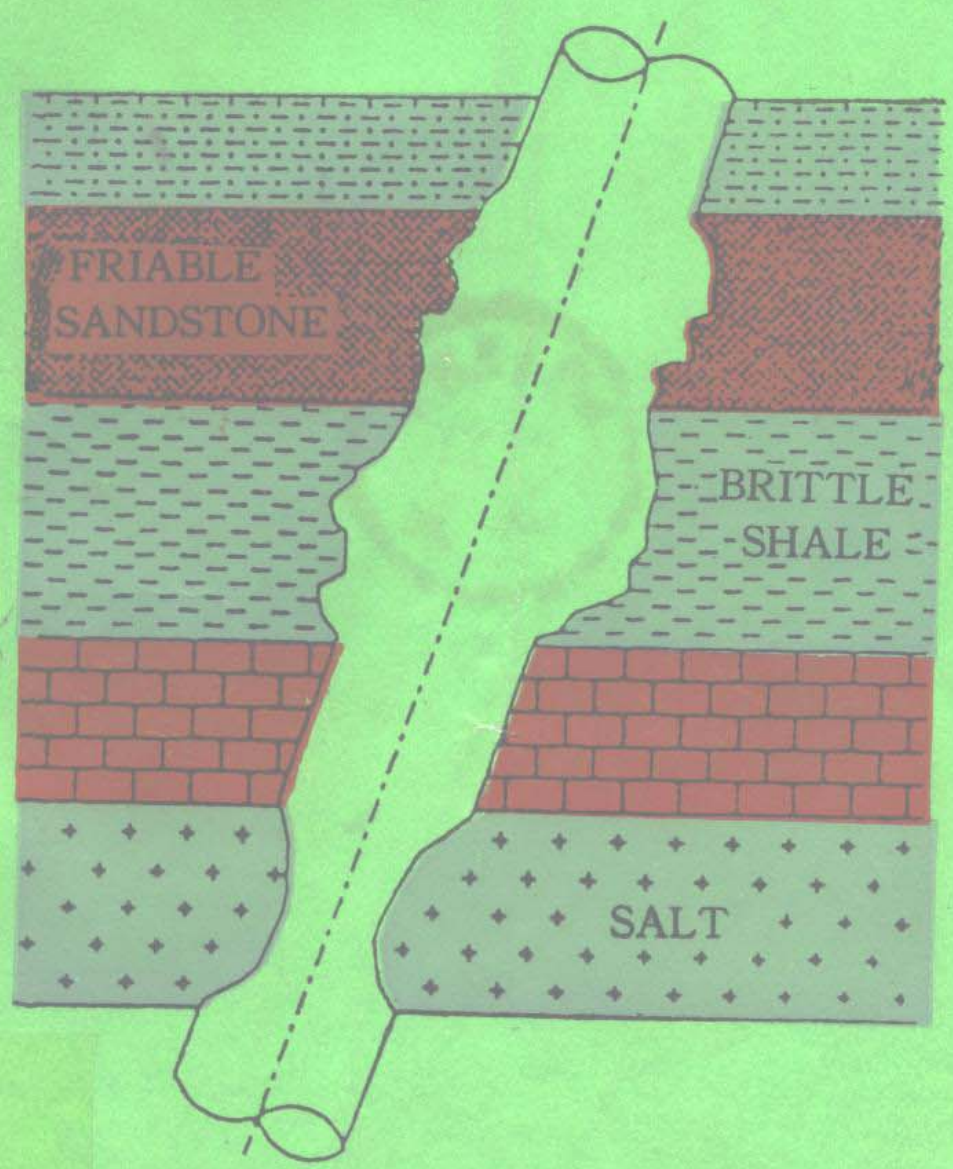


库

# 井壁稳定技术译文集

(下册)

中国石油天然气总公司情报研究所



井壁稳定技术译文集（下册）

开本787×1092毫米1/16·印张17

字数：43万 印数：3000

单价：8.00元

1992年9月 北京第一次印刷

编辑：中国石油天然气总公司情报研究所

出版：中国石油天然气总公司情报研究所

印刷：北京市朝阳区新源印刷厂

发行：中国石油天然气总公司情报研究所

邮编：100011（北京安外安华里二区三号楼）

## 前 言

自党的十一届三中全会以来，我国的各行各业都取得了辉煌的成绩。石油工业中，钻井技术的飞速发展也带动了钻井液技术的长足进步。

在原石油部有关司局的领导下，首先于1983年制订了“泥浆处理剂三年发展规划”，接着又于1986年“七五”计划开始时，在长庆油田召开了会议，制订了“七五”期间钻井液、完井液的发展规划。这些规划的制订与实施对推动我国钻井液技术的发展起到了主导作用。

在召开泥浆处理剂三年发展规划的会议上，我所在分析国内外钻井液处理剂发展的基础上提出了发展我国钻井液处理剂的具体建议；为了祝贺“七五”期间钻井液、完井液规划会议的召开，我所与长庆石油勘探局钻采工艺研究所一起组织翻译了当时几个国外泥浆公司来我国进行技术座谈的材料和一部分有关文献，分三期刊登在长庆石油勘探局主编的《钻采工艺研究》期刊上；1989年我们又汇编了有关《低毒油基泥浆文献汇编》两册；1990年在杭州召开的检查、总结“七五”期间钻井液、完井液技术发展规划执行情况会议上，我所再次编写了《国内外钻井液新技术择编》。我们认为，这些对国内外有关钻井液、完井液文献的收集、分析和翻译，不仅有助于提高同志们的业务水平和外语水平，同时也为更好地制订科研规划、完成科研项目提供了参考依据。

在“八五”期间的钻井液攻关科研项目中，我所承担了“深井钻井液技术”和“井壁稳定技术”两个课题的研究。为了能更好地吸收国外先进技术，使“八五”期间的这两项课题能顺利进行，我们又在近期中国石油天然气总公司情报所和钻井工程局所汇编的《深井钻井技术》、《钻井液译文集》及《保护油层译文集》的基础上，补充编译了这两本《井壁稳定技术译文集》。

综观钻井液、完井液技术的发展，随着科学技术的进步，这一边缘学科也正向着更高、更深的技术领域进军。特别是八十年代初

期阳离子聚合物钻井液的出现，有可能彻底替代应用了四十多年所形成的以膨润土为基浆的阴离子悬浮液体系。通过一个由量变到质变的变革最终将形成一系列的、新概念的阳离子悬浮液体系。这一新体系的形成和发展，将有可能使随着井深的增加而日益尖锐化的“钻井液体系稳定性”与“井壁稳定性”得到较好的统一和解决，也有可能将“钻井液”与“完井液”的矛盾得到较好的统一和解决。

这两本译文集的文章由总公司情报所和钻井所共同选定，由姚荣魁、张克勤两同志分别进行审定，最后由情报所负责编辑加工。

这两本译文集的封面设计、出版和印刷全由情报所同志承担，另外还得到了河北省涿水县726厂化工分厂、山东省安丘县膨润土矿、山东省滨州市滨州第三化工厂、河南省新乡市予新化工厂和河南省新乡市星光化工厂等单位的大力支持和帮助，在此一并表示谢意。

译文中的错误和不妥之处，请识者指正。

孙 宁

1991年10月

# 目 录

## 力学因素

- 应变速率和围压对页岩变形及破碎的影响.....董 杰译( 1 )
- 吸水产生的井眼应力分布.....赵菊英译( 9 )
- 1991年得克萨斯大学有关斜井井眼稳定性研究计划.....孙延平译( 21 )
- 大斜度井眼的稳定性.....孙延平译( 24 )
- 各向异性地层中大斜度井眼稳定性的模拟.....卢发掌译( 43 )
- 井眼不稳定性: 实例及岩石力学解决方法和结果.....卢发掌译( 59 )
- 为设计英联邦南部“V”气田第一口水平井进行的井眼  
稳定性分析.....白仰民译( 75 )
- 裸眼完井的水平井井眼稳定性.....孙 宁译( 95 )
- 谨防覆盖在水平井眼上部的坍塌性页岩层.....陈祖锡译(105)

## 物理化学因素

- 室内研究提供了选择粘土稳定剂的准则.....王 洪译(111)
- 测试钻井液的新型仪器.....孙延平译(119)
- 防止井眼坍塌的页岩试验程序.....张建民译(131)
- 井下模拟试验表明页岩水化对井壁具有出乎意料的影响.....杜德林译(139)
- 软泥岩地层钻井问题的研究及监测.....李佳军译(151)
- 优选泥浆方案可减缓敏感性页岩坍塌.....孙延平译(157)
- 北海油田应用一种环境可接受的稳定页岩的水基钻井液体系.....孙学增译(166)
- 水基页岩钻井液中不同聚合物和盐对井眼和钻屑稳定性的影响.....朴昌浩译(186)
- 已证实钾基腐殖酸衍生物可降低文图拉盆地的井径扩大.....沈丹青译(202)
- 采用PHPA钻井液可顺利钻成规径井眼.....孙延平译(212)
- 碳酸钾钻井液抑制强活性粘土.....王彪霞译(217)
- 控制井眼不稳定的现场页岩评价技术.....王永艳译(224)
- 现场评价证实MMLHC钻井液体系对清洁和稳定井眼以  
及提高钻速的极佳效益.....姚荣魁译(246)
- 已证明在近海强粘性地层中使用特殊页岩控制剂  
及选定的钻井液设计是成功的.....杨先洪译(258)

# 应变速率和围压对页岩变形 及破碎的影响

J.M.Cook等  
Schlumberger Cambridge Research等

董杰译  
姚荣魁校

## 摘 要

以前进行的有关页岩力学性能的研究主要着重于变形速率较小的情况，这对研究井眼变形是合适的。但在钻头下方，页岩变形速率很高，而且在这种状态下，岩石的破碎性质，对于从钻井参数中确定钻头性能、获取岩性及孔隙压力资料将是非常关键的。在范围很宽的应变速率、围压及孔隙压力下，在两种非膨胀性页岩上做了三轴试验，得出了以下结论：在低应变速率下，当流体相对自由地在页岩内流动时，页岩的变形及破碎象普通岩石一样，受有效应力或压力（总围压减去孔隙压力）的控制，如果页岩内的孔隙压力高，那么应变速率超过约0.1%/秒将大大增加页岩的强度及塑性，总压开始影响强度；在高应变速率下，除非有效压力非常低（也就是孔隙压力很高），否则会减小页岩的强度，于是页岩的塑性急剧上升，这同在普通岩石中所期望的特性恰好相反。本文简要地分析了产生这些现象的原因，并就这些现象对井眼及钻井问题的影响进行了评估。

## 引 言

尽管钻井期间所遇到的大多数岩石是页岩，并且许多井眼问题都在这类岩石中出现，但有关它的力学特性却知道得相当少，这是因为过去进行的岩石力学的研究主要集中于较强的结晶岩和油藏岩石的缘故。之所以这样，是因为进行页岩测试时，由于这类岩石的渗透率极低而产生的一些难以克服的技术问题，以及因为难以获得足够数量的保存良好的岩样供研究和缺乏可利用这些数据模型等。不过近年来，已着手研究有关页岩的性能<sup>[1,2,3,4]</sup>。在石油工业中，进行这项工作的主要目的是预测井眼破坏，尤其是对大斜度井眼<sup>[5,6]</sup>，目前正研究复杂的预测井眼破坏的模型，它需要综合页岩本构律（也就是应力-应变/时间间的关系）。而且，就钻井本身来说，页岩的力学性能也是重要的，它将影响钻头性能<sup>[7]</sup>且对从钻井参数中确定岩性和孔隙压力也有影响<sup>[8,9,10]</sup>。为使反映钻头性能及钻井特性的模型有可靠的基础，有必要充分了解相应条件下的页岩性能。井眼变形和井底岩石变形之间的主要区别是后者的变形速率要高得多。以前

关于页岩变形的工作集中于缓慢变形，所以，本研究集中在高变形速率下的页岩特性。

与钻进有关的应变速率只能非常近似地估算出。牙轮钻头齿下面的岩石从原封未动状态到破碎而被钻掉。当牙齿与岩石接触时，岩石的应变速率为10%，如果钻头以60转/分的转速转动，那么一个牙齿的冲击时间可能持续0.01到0.1秒，这取决于牙齿的位置和轨迹，所以，应变速率为100—1000%/秒。对于刮刀钻头，齿速约为1米/秒，产生的变形的标志长度最多与切削深度（1毫米）是同一数量级，因此应变速率约为100000%/秒。如果用可控制的方法使长约50毫米的典型实验岩心产生这样大小的应变速率，那么试验机应能在每秒约50米（50米/秒）的驱动速度下施加相当大的载荷，在现有的技术条件下，这是做不到的。但是，通过在较低的应变速率范围内进行试验，可以看到岩心力学性能的趋势，在某一置信度下可将这个趋势外推到牙轮钻头的钻井速度上去，并更为谨慎地外推到刮刀钻头的钻井速度上去。

### 试验材料与试验方法

本研究中，使用的两种页岩均取自英国海岸上的露头岩石。欲获取保存完好的非常均匀的井下岩心进行必要的大批试验，是不可能的。两种页岩均为侏罗系、非膨胀性岩石，是从饱和岩块上采集来的。表1中示出了它们的组分及某些性质。全部试验都是在轴线与层理面相垂直的岩心上进行的。

表 1 使用的页岩矿物组分及性质

		页 岩 1	页 岩 2
石 英	%	32	35
伊利石	%	18	24
高岭石	%	22	24
绿泥石	%	0	5
方解石	%	15	5
黄铁矿	%	4	5
钠长石	%	0	2
干酪根	%	9	0
孔隙度	%	12.5	10.0
渗透率, 毫达西			
垂直层理面		1.0	1.2
平行层理面		1.7	2.2

试验是在一个拥有两台伺服液压机器的三轴实验箱中进行的，其中一台是对直径为25毫米的岩心加压的，岩心的应变速率不超过30%/秒；另一台是对直径为12.5毫米的岩心作用的，岩心的应变速率高达600%/秒。后一台机器在极高的应变速率下无法施加足够大的负荷以破碎较大的岩心。用常规泵和增压器给三轴实验箱施加围压，需要时还可用步进电机驱动的伺服控制泵产生孔隙压力。

如果试图通过控制岩心一端流体的压力来控制页岩岩样中的孔隙压力，那么，极低的渗透率就意味着平衡时间非常长，常常要几周或几个月。不能如此久等，所以采取了另外的方法。在岩心的四周包上一层可渗透的护套，然后将其与孔隙压力控制系统相连接。由于岩心排放表面积大、平行层理方向的渗透率增加、排放路径短及径向几何形状等优点，孔隙流体可流过岩心整个表面。综合所有这些因素可使平衡时间减少到几个小时，而且还可以削弱低应变速率下由于施加应力而产生的孔隙压力〔11〕。当然，应变速率高时，因为应力而产生的孔隙压力在试验期间不能消除。

在不排放孔隙流体的情况下，进行了许多试验。将岩心封闭在不渗透的护套里，并置于围压下，使其平衡一个小时，以保证岩心内的孔隙压力均匀一致，然后进行试验。因为页岩是饱和的，并且它们的压缩系数非常高，因此，密封期间产生的孔隙压力实际上就等于围压，换句话说就是，有效围压等于零〔11〕。在另一些试验中，孔隙压力允许泄压至大气压力或用伺服泵控制到一定值。有效围压总是等于围压减去孔隙压力。

## 结 果

### 低应变速率下的页岩破坏特性

图 1 和图 2 示出了两种页岩在应变速率为  $1.7 \times 10^{-3} \%$ /秒下页岩破坏时的应力差(也就是轴向总应力减去破坏时的总围压)与有效围压间的关系。图 1 只示出了孔隙压力为大气压时的测量结果，图 2 还示出了孔隙压力可伺服控制时的测量结果。很明显，破坏应力取决于有效围压，就象普通岩石一样〔12, 13〕。其他一些研究人员也发现，页岩的力学性能取决于有效应力〔4, 14〕。如果根据这些数据重新绘制八面体的最大剪切应力与

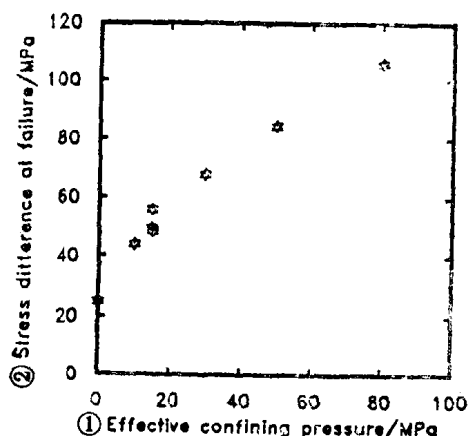


图 1 缓慢变形、孔隙压力为大气压下，1号页岩破坏时的应力差与有效围压间的关系

①有效围压，兆帕；②页岩破坏时的应力差，兆帕

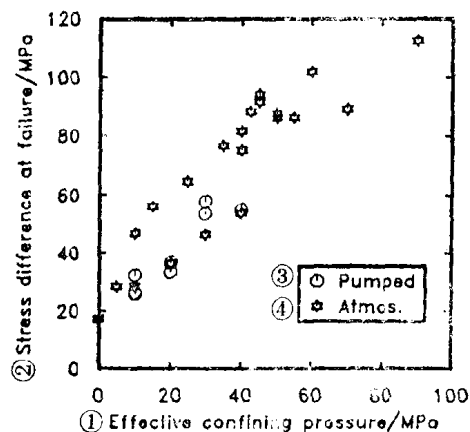


图 2 缓慢变形、孔隙压力为大气压及可由泵控制的情况下，2号页岩破坏时的应力差与有效围压间的关系

①有效围压，兆帕；②页岩破坏时的应力差，兆帕；③孔隙压力由泵控制；④孔隙压力为大气压



平衡有效应力间的关系图（正如Steiger和Leung所建议的〔4〕，这是为了检验扩展的Von Mises破坏准则的适用性），那么会拟合得稍好些。然而，为了便于与后面的曲线图对比，可以以破坏时的应力差和围压作为坐标轴绘图说明。

图3示出了2号页岩破坏时的应变与有效围压的关系，可以看出，在采用很高围压之前，曲线上升速度相当慢。

这些结果强调了低应变速率下有效压力的影响。图4强调了在同样的应变速率下，总压力无影响的情况，示出了2号页岩破坏时的压差与总围压间的关系。在那些不许排放孔隙流体的试验中，孔隙压力等于围压，因而有效围压等于零。页岩破坏时的应力差几乎是个常数，它等于无围压时的抗压强度。

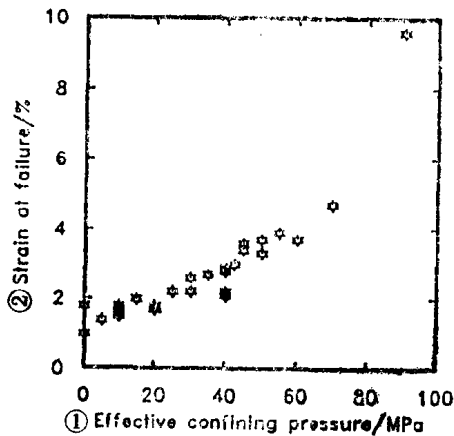


图3 缓慢变形、孔隙压力为大气压及可由泵控制的情况下，2号页岩破坏时的应变与有效围压间的关系

①有效围压，兆帕；②页岩破坏时的应变，%

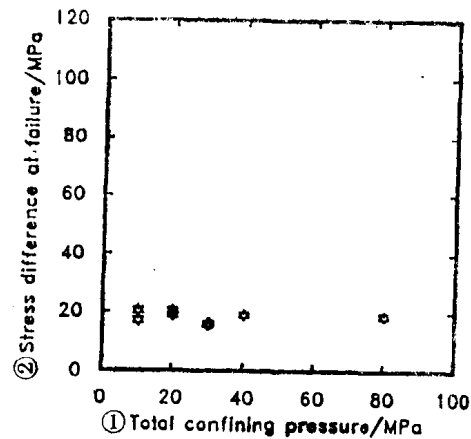


图4 缓慢变形、孔隙压力等于围压的情况下，2号页岩破坏时的应力差与总围压间的关系

①总围压，兆帕；②页岩破坏时的应力差，兆帕

### 增大应变速率时的影响

图5示出了1号页岩的应变速率对页岩破坏时的应力差的影响。试验条件是：总围压恒定（50兆帕），岩心的初始孔隙压力为 a) 等于大气压；b) 等于围压。图示的是直径为25毫米和12.5毫米岩心的综合结果，但尺寸的影响未测出。初始孔隙压力低的岩心，其破坏时的应力差相对较稳定，而初始孔隙压力高的岩心（即有效围压为零），应变速率超过0.1%/秒会使页岩破坏时的应力差显著增加，页岩的塑性或破坏时的应变也同样显著增加（图6），2号页岩也呈现出同样特性。两种页岩中，孔隙压力高的岩样的破坏模式是变化的。低应变速率下发生脆性破坏，形成一轮廓清晰的剪切面，有的还产生几条与岩心轴线几乎平行的裂缝；高应变速率下发生塑性破坏，岩样具有清晰的磨痕，并形成剪切微裂缝及宽剪切带，且具有一般塑性的表现〔11〕，这正好与在高应变速率下一般出现塑性破坏的岩石及其它许多材料所表现出的特性相反。

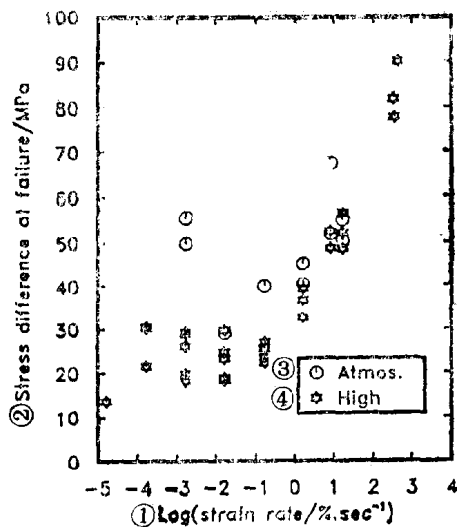


图 5 孔隙压力为大气压及孔隙压力高时，1号页岩破坏时的应力差与应变速率间的关系

①应变速率/%，秒<sup>-1</sup>（对数值）；②页岩破坏时应力差，兆帕；③孔隙压力为大气压；④孔隙压力高

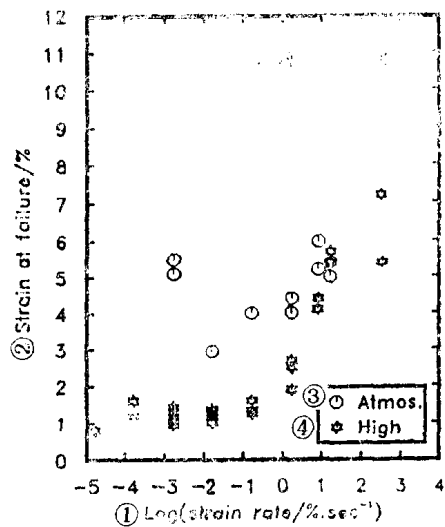


图 6 孔隙压力为大气压及孔隙压力高时，2号页岩破坏时的应变与应变速率间的关系

①应变速率/%，秒<sup>-1</sup>（对数值）；②页岩破坏时的应变，%；③孔隙压力为大气压；④孔隙压力高

### 高应变速率下总压的影响

图 7 示出了总围压对 2 号页岩破坏时的压差的影响。测试是在初始孔隙压力等于围压，在三个高应变速率下进行的。将此与图 4 所示的低应变速率下的性质进行比较。比较结果表明，随应变速率升高，总围压开始影响页岩的强度。该应变速率下的总压对强度的影响约是低应变速率下有效围压影响的一半（图 2）。

### 高应变速率下有效压力的影响

图 8 说明了对于 2 号页岩，在总围压为 50 兆帕，应变速率高（27%/秒）的条件下，

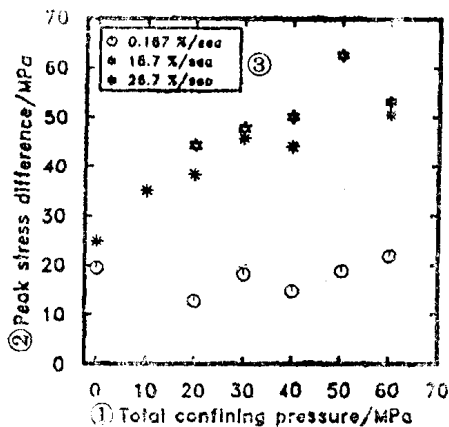


图 7 孔隙压力等于围压时，在三种应变速率下 2 号页岩破坏时的应力差与总围压间的关系

①总围压，兆帕；②最大应力差，兆帕；③秒<sup>-1</sup>

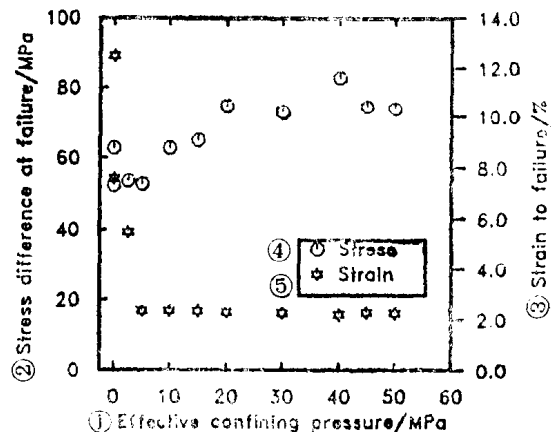


图 8 当应变速率为 27%/秒、总围压等于 50 兆帕时，2 号页岩破坏时的应力差及应变与有效围压间的关系

①有效围压，兆帕；②页岩破坏时的应力差，兆帕；③页岩破坏时的应变，%；④应力；⑤应变

初始有效压力对其破坏时的应力差和应变的影响。与图 2 比较表明, 高应变速率下的有效压力的影响约为低应变速率下的三分之一, 页岩破坏时的应变也呈现出一种完全意想不到的方式。当初始有效压力从最大值 (50兆帕) 减小 (也就是初始孔隙压力从大气压值开始增加) 时, 页岩破坏时的应变值几乎不变约为 2%, 直到有效围压下降到低于 5 兆帕时为止。然后, 随着有效围压的减少或孔隙压力的增加, 页岩破坏时的应力迅速上升。与图 3 相比较, 说明了这种特性与在低应变速率下所见到的是多么的不同。

## 讨 论

### 研究结果摘要

这些结果可概括如下:

1. 在应变速率低于约 0.1%/秒时, 两种页岩的破坏受有效压力而不是总压力的控制。这有点类似于普通岩石的性质。
2. 当页岩内的孔隙压力接近总围压, 也就是有效围压接近零时, 应变速率增加到大于 0.1%/秒时, 其强度和塑性均会增加。而当孔隙压力接近大气压时, 看不到有这种效应。
3. 在高应变速率下, 初始有效压力对强度的影响减小, 而总压的影响却增加。当应变速率随有效压力减小迅速上升 (也就是孔隙压力接近总压) 时, 除非有效压力很小, 否则塑性是不受有效压力的影响的。

### 流体流动及裂缝发育

页岩在变形期间, 体积有增加的趋势, 也就是具有潜在的膨胀性, 据此可解释许多类似特性, 至少可定性地解释。一般来说, 岩石及其它脆性材料, 因其中的张性裂缝或剪切裂缝扩展而产生变形, 这些裂缝的产生增加了岩石的孔隙度或比容。随着垂直于裂缝面的应力的增加, 裂缝的发育减慢或停止<sup>[16]</sup>。在干燥或渗透性岩石中, 这应当不受应变速率的影响, 然而在一块流体饱和的岩石中, 裂缝的发育将受裂缝上的正压力和裂缝中的流体压力之间的平衡所控制。如果裂缝迅速扩展, 或岩石渗透率极低 (象页岩那样), 那么大量的流体很难在不长的时间内通过裂缝的表面流入新产生的一定容积的裂缝中, 裂缝中的内压将降低, 也就增加了垂直作用在裂缝上的有效压力, 抑制了裂缝的发育。如果容积增加的速度非常快, 或者岩石的渗透性极差, 裂缝中的流体压力可能降到零。这样, 作用于裂缝上的有效压力就等于总压。

现在可以理解应变速率对强度的影响了 (图 5)。在低应变速率下, 流体可以 (相对的) 很容易地在页岩中的短距离范围内移动, 所以, 在实验条件下, 岩心中形成的膨胀性裂缝可被流体充满、加压, 并继续扩展直至岩心在低应力下破坏为止。当应变速率增加时, 流体的流动受到限制, 这意味着, 每条微裂缝由于它的内压减小而降低或抑制了其发育速度, 这既增加了破坏岩样所需的应力, 又使岩样中的其它微裂缝发育, 从而产生了更为均匀或塑性的变形。

以前, 已观察到应变速率对渗透性差的花岗岩的强度有类似的影响<sup>[17]</sup>。不过, 在这些实验中, 孔隙流体总是可以自由地从岩样中流出, 当应变速率增加时, 由于流体不

能从外部贮槽中流入岩石，致使岩石强度增加。在页岩初始孔隙压力很高的试验中，流体不能流出岩样，因此人们认为流体压力的下降是发生在裂缝周围的微观现象。

裂缝容积增加的速度超过了流体流进裂缝的速度，使裂缝内流体压力以与前者相同的速度减为零。这在一定程度上可解释总压对破坏的影响(图7)，也说明表观有效压力的影响在减小，正如所看到的那样。注意：裂缝的扩张实际上仍受有效应力的控制，不过它不是用仪表在岩样边界上可以测到的有效应力，而是裂缝处或裂缝内的一个局部应力值。

借助这些概念无法解释低有效压力和高应变速率下岩石塑性急剧增加的现象(图8)。根据最近研究的预测坚硬岩石中断裂层扩展的模型<sup>[18]</sup>，认为内压降至零时裂缝容积的增加速度几乎与初始孔隙压力无关。不过，这个模型不完全适用于页岩，在低有效压力下它有很高的压缩性。将该模型推广到可塑性更大的材料中，可以更完整地解释高应变速率下页岩破坏的特征。换言之，流体流动的限制并不只是简单地减缓裂缝的生长，而是完全抑制了其生长，于是便产生了各种变形。通过进一步的试验可以验证这种可能性。

### 实际井眼情况下的结论

由于页岩的强度随应变速率的减小而减小，因而可以认为在较低的转速下，钻头每转一圈可获得较大的吃入深度。这和经验正好相反，可能是预期的作用太小的缘故。图5和图6中，横坐标为应变速率的对数值，两图表明应变速率增加100倍时，强度增加一倍。由转速加倍(或其它因素)而引起的强度微小变化可忽略不计。而且，较高的转速肯定会使其一些因素发生变化，如钻头清洗和排屑效率等，这些因素对确定钻井特性曲线的变化更有意义。

由本文所引起的主要兴趣是，在高应变速率下，在沉积早且相当强的页岩中，有效压力的影响发生了变化，总压的作用也得到了加强。如果假设在钻进页岩、控制钻进速度和其它参数时，岩石的破碎是个重要过程，那么这意味着，在高有效压力下钻进这类页岩时的特性曲线将不受井底压力与孔隙压力之间的压差控制，而只是受井底压力的绝对值所控制。Zijsling在有效压力为24兆帕及更大的情况下，用PDC齿在Mancos页岩上进行了切削试验，也得出类似的结论<sup>[19]</sup>。然而，在低有效压力下(低于5兆帕)，有效压力对页岩破坏时的应变有很大的影响，随着有效压力下降至零，应变急剧上升。与钻井特性曲线有关的有效压力是钻头下的瞬时压力，而不是远处的压力，通过一种复杂的方法，借助原地应力、孔隙压力、泥浆比重以及页岩的弹性性能等参数可确定此值。不过，很明显，当远处的孔隙压力升高时，也就是钻进条件趋于平衡或处于欠平衡的时候，钻头下的瞬时有效压力下降，并且在某些钻进条件下，有效压力将强烈影响页岩破坏时的应变。如果岩石破坏时的应变对于确定钻井特性曲线非常重要，那么此时的特性曲线应当反映出孔隙压力在上升。

Zijsling也发现<sup>[19]</sup>，即使有效压力相当高，但在较软的、较多孔的Pierre页岩中，岩样中的孔隙压力对切削特性还是有影响。而且，许多现场经验<sup>[9,21]</sup>和使用随钻测量(MWD)工具估计页岩孔隙压力的实践皆表明，钻井特性曲线的变化与孔隙压力的变化明显有关，尤其是钻进第三系地层时。很显然，在考虑孔隙压力对钻井特性曲线影响时，页岩类型和有效压力都是很重要的因素；孔隙压力对岩石的力学性能(如孔隙度)的间接影响，也是一项有意义的课题。

## 结 论

倘若变形速率缓慢,那么某些非膨胀页岩的破坏特性通常可用宏观有效应力解释。对于变形速率高的岩石,例如,钻头牙齿正下方的岩石,情况就不再是这样了。孔隙压力很高的页岩,其强度和塑性随应变速率的增加而迅速增加。而且,在高应变速率下,强度开始取决于总压,并且,除非有效压力很低,否则有效压力的影响将减小。

大多数观察结果可用页岩内部分布有不均匀的有效压力来解释,这是因为页岩渗透率极低使流体流动受到限制,甚至在发育中的裂缝周围微观距离范围内也如此。

因为钻进是个高速过程,因而某些页岩(侏罗系、中等孔隙度)中的孔隙压力对钻井特性曲线没有很强的直接影响,除非有效压力很低,比如近平衡钻进时。而且,在某些条件下与孔隙压力有关的一些其它因素如孔隙度也可能有很强的影响。

## 参 考 文 献

1. Green, S.J., Griffin, R.M. and Pratt, H.R.: "Stress-strain and failure properties of a porous shale". Paper SPE 4242 presented at 6th Conf. on Drilling and Rock Mechanics of the SPE, Austin, TX, Jan., 1973.
2. Sargand, S.M. and Hazen, G.A.: "Deformation behaviour of shales". Int. J. Rock Mech. Min. Sci., 1987, vol. 24, 365-370.
3. Watanabe, K., Denda, A., Kawasaki, H. and Nakazawa, A.: "Constitutive equation of tertiary sedimentary mudstone considering strain hardening and strain softening". In Numerical Methods in Geomechanics. Balkema, Rotterdam, 1988. 385-399.
4. Steiger, R.P. and Leung, P.K.: "Quantitative determination of the mechanical properties of shales". Paper SPE 18024 presented at 63rd Ann. Tech. Conf. of SPE, Houston, TX, Oct. 1988.
5. Morita, N. and Gray, K.E.: "A constitutive equation for non-linear stress-strain curves in rocks and its application to stress analysis around a wellbore during drilling." Paper SPE 9328 presented at the 55th Ann. Tech. Conf. of SPE, Dallas, TX, Sept. 1980.
6. Vardoulakis, I., Sulem, J. and Guenot, A.: "Borehole instabilities as bifurcation phenomena." Int. J. Rock Mech. Min. Sci., 1988, vol. 25, 159-170.
7. Sheppard, M.C., and Lesage, M.: "The forces at the teeth of a drilling rollercone bit: theory and experiment." Paper SPE 18042 presented at 63rd. Ann. Conf. of SPE, Houston, TX, Oct. 1988.
8. Falconer, I.G., Burgess, T.M. and Sheppard, M.C.: "Separating bit and lithology effects from drilling mechanics data." Paper IADC/SPE 17191 presented at 1988 IADC/SPE Drilling Conf., Dallas, TX, Feb. 1988.
9. Jorden, J.R. and Shirley, O.J.: "Application of drilling performance data to overpressure detection." Paper SPE 1407 presented at SPE Symp. on Offshore Tech. and Operations, New Orleans, LA, May, 1966.
10. Rasmus, J.: "Real-time overpressure detection." Oil-field Review, Oct. 1989.
11. Swan, G., Cook, J., Bruce, S. and Meehan, R.: "Strain rate effects in Kimmeridge Bay shale". Int. J. Rock Mech. Min. Sci., 1989, vol. 26, 135-149.
12. Handin, J., Hager, R.V., Friedman, M. and Feather, J.N.: "Experimental deformation of sedimentary rocks under confining pressure: pore pressure tests." Bull. AAPG, 1963, vol. 47, 717-755.
13. Paterson, M.: Experimental Rock Deformation - The Brittle Field. Springer-Verlag, Berlin, 1978.
14. Tosaya, C.A.: "Acoustic properties of clay-bearing rocks." Ph.D dissertation. Stanford U., CA, 1982.
15. Heard, H.C.: "Comparison of the flow properties of rocks at crustal conditions." Phil. Trans. Roy. Soc. Lond., 1976, vol. A283, 173-186.
16. Ashby, M.F. and Hallam, S.D.: "The failure of brittle solids containing small cracks under compressive stress states." Acta Metall., 1986, vol. 34, 497-510.
17. Brace, W.F. and Martin, R.J.: "A test of the law of effective stress for crystalline rocks of low porosity." Int. J. Rock Mech. Min. Sci., 1968, vol. 5, 415-426.
18. Rudnicki, J.W. and Chen, C-H.: "Stabilization of rapid frictional slip on a weakening fault by dilatant hardening." J. Geophys. Res., 1988, vol. 93, 4745-4757.
19. Zijsling, D.H.: "Single cutter testing - a key for PDC bit development." Paper SPE 16529/1 presented at Offshore Europe 87, Aberdeen, Sept. 1987.
20. Warren, T.M. and Smith, M.B.: "Bottomhole stress factors affecting drilling rate at depth." JPT, August 1985, 1523-1533.
21. Vidrine, D.J. and Benit, E.J.: "Field verification of the effect of differential pressure on drilling rate." JPT, July 1968, 676-682.

(译自IADC/SPE 19944)

# 吸水产生的井眼应力分布

C.H.Yew等  
U.of Texas

赵菊英 译  
张克勤 校

## 摘 要

本研究项目的目的是应用变形固体力学理论评价井眼周围因吸水而产生的应力分布。本文指出：吸水过程可以用一个扩散方程来描述，这个描述井眼周围因吸水而产生应力的扩散方程，与热弹性力学中的方程十分相似。提出了一种计算井眼周围应力分布的计算方法。本文还介绍和论证了获取计算过程中所需材料性能参数的试验方法。

此外，也研究了井眼压力对井眼周围应力分布的影响。研究表明，井眼周围应力的大小和应力分布对材料的吸水性能和因吸水而引起的材料弹性模量的变化非常敏感。

## 引 言

页岩是一种含水敏性粘土矿物的泥质岩石，这种岩石会因吸水而膨胀。Chenevert<sup>(1, 2)</sup>对受了水份作用的页岩性质做了全面深入的研究。实践证明：材料的膨胀（或应变）百分比与材料所吸收的水份重量百分比成正比。图1是在大气条件下，Mancos页岩的典型的应变与吸水量的关系曲线。由图1可以看出：因吸水而产生的应变与所吸水份的重量百分比成正比。最后一个数据点（\*）是让岩石与液体直接接触测得的。而且还观察到，在这种页岩中垂直于底面的膨胀（或应变）量比平行于底面的应变约大1.4倍。

此外对页岩内部的吸水过程也做了实验研究。参见图2，将三个应变仪紧贴在岩样的表面上，除留下一个端面外，其余各面包裹起来，留下这个端面的目的是让其暴露于潮湿的环境里。Chenevert使用这种方案能够观察到样品吸水 and 含水量上升的时间过程。图3

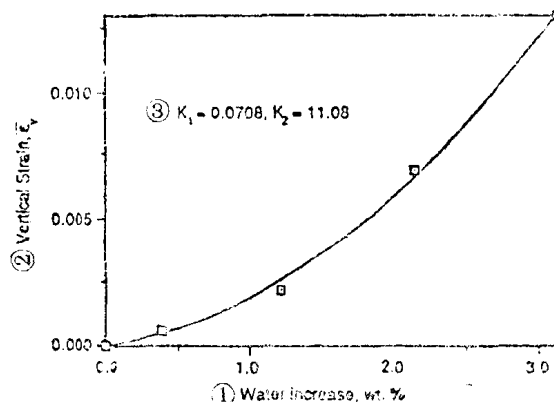


图1 垂向应变与蒸馏水吸附的关系曲线（在大气条件下测试Mancos页岩）

①水份增量，重量百分比；②垂向应变， $\epsilon_v$ ；

③ $K_1 = 0.0708$ ， $K_2 = 11.08$

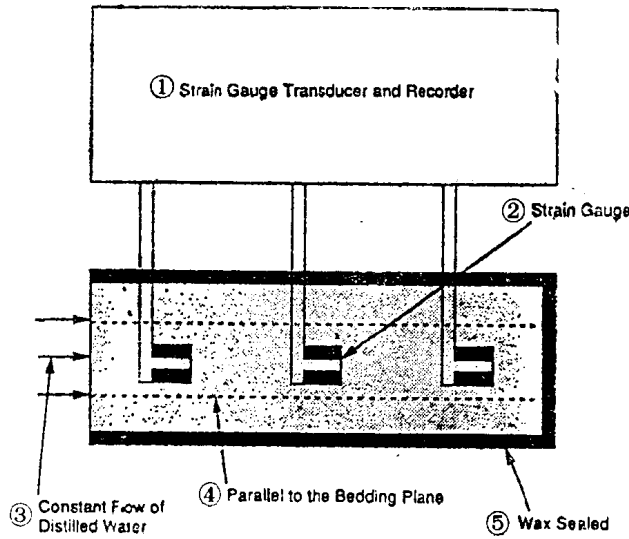


图 2 吸水研究的实验设备

①应变仪传感器和记录仪；②应变仪；③恒速流动的蒸馏水；  
 ④平行于基面；⑤腊封层

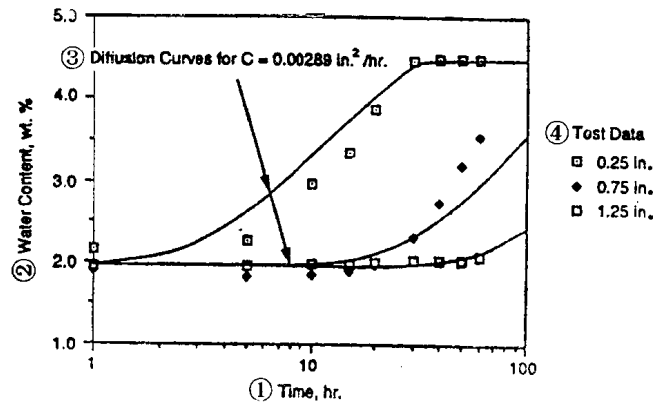


图 3 随时间变化的吸水量 (Mancos 页岩在去离子水中)

①时间, 小时；②水份含量, 重量百分比；③ $C=0.00289$ 英寸<sup>2</sup>/小时的扩散曲线；④试验数据□0.25英寸◆0.75英寸, ○1.25英寸

是一典型的吸水量与时间的关系曲线。如果严格限制岩样的自由膨胀, 那么吸水就会在岩样中产生应力。Chenevert 将这种吸水产生的应力称作“水化应力”。

Chenevert [1, 2] 认为, 页岩吸水是材料与环境的湿度差所引起的一种化学反应, 并假定材料中的水化应力是一种静水压力。这种水化应力的大小可按下述公式计算:

$$P_{\pi} = \frac{RT}{\bar{V}} \ln \left( \frac{P_{\pi}}{P_0} \right) \quad (1)$$

式中:

$P_{\pi}$  = 水化应力, 大气压;

$R$  = 气体常数 = 0.083 升 · 大气压 / 摩尔 · °K;

$T$  = 绝对温度, °K;

$\bar{V}$  = 纯水的偏摩尔体积;

$P_s$  = 页岩的水蒸汽压, 大气压;

$P_0$  = 纯水的蒸气压, 大气压。

Chenevert在分析井眼不稳性时把水化应力作为孔隙压力处理。

本研究的目的是: (1) 根据变形固体力学原理评价吸水产生的应力; (2) 计算吸水后井眼周围的应力分布。下一章将证明, 吸水产生的应力与温度变化使非均质弹性介质产生的应力相似。因此, 可以应用热弹性力学理论来评价井眼周围因吸水而产生的应力。

## 问题的构成

### 平衡状态方程

考查图 4 中一口直井, 假定该井是处于平面应变状态 (即  $\epsilon_x = 0$ )。还假定由于吸水而产生的应变在水平底面上的应变 ( $\epsilon_h$ ) 与在垂直方向产生的应变 ( $\epsilon_v$ ) 不同, 用各向异性比 “m” 表示, 即:

$$\epsilon_h = m\epsilon_v, \quad 0 < m < 1 \quad (2)$$

不同的页岩有不同的各向异性比, 可通过实验确定页岩的各向异性比。因此, 在平面应变条件下, 材料的轴向应力-应变关系可以表示为:

$$\begin{aligned} \epsilon_{rr} &= \frac{1}{E} [\sigma_{rr} - \nu(\sigma_{\theta\theta} + \sigma_{zz})] + \epsilon_h \\ \epsilon_{\theta\theta} &= \frac{1}{E} [\sigma_{\theta\theta} - \nu(\sigma_{rr} + \sigma_{zz})] + \epsilon_h \\ \epsilon_{zz} &= \frac{1}{E} [\sigma_{zz} - \nu(\sigma_{rr} + \sigma_{\theta\theta})] + \epsilon_v = 0 \end{aligned} \quad (3)$$

式中,  $E$  和  $\nu$  分别是材料的弹性模量和泊松比。应注意的是  $E$  和  $\nu$  不是常数, 其大小受材料水份含量的影响。

根据图 1, 垂直应变  $\epsilon_v$  与介质中水份含量重量百分比  $w(r, t)$  有关, 可用下列二项式表示:

$$\epsilon_v = K_1 w + K_2 w^2 \quad (4)$$

式中: 常数  $K_1$  和  $K_2$  是由水吸附试验 (图 1) 测得的膨胀系数。

可列出井眼周围介质的平衡状态方程:

$$\frac{d\sigma_{rr}}{dr} + \frac{\sigma_{rr} - \sigma_{\theta\theta}}{r} = 0 \quad (5)$$

把方程 (4) 代入方程 (5), 得到:

$$\epsilon_{rr} = \frac{du}{dr} \quad (6)$$

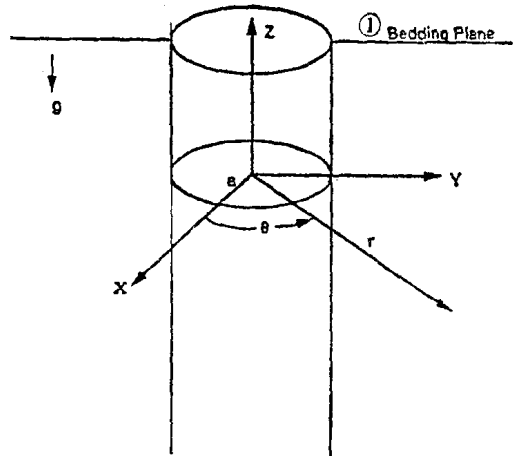


图 4 页岩介质中的垂直井眼  
①基面



$$\varepsilon_{\theta\theta} = \frac{u}{r} \quad (7)$$

式中,  $u$  是径向位移, 可列出井眼的平衡状态方程:

$$\begin{aligned} \frac{d^2u}{dr^2} + \left[ \frac{s}{E} \frac{dw}{dr} + \frac{1}{r} \right] \frac{du}{dr} + \left[ \frac{\nu}{1-\nu} \frac{s}{E} \frac{dw}{dr} \frac{1}{r} - \frac{1}{r^2} \right] u \\ = -\frac{\nu+m}{1-\nu} \left[ K_1 \frac{dw}{dr} \left( \frac{s}{E} w + 1 \right) + K_2 \frac{dw}{dr} \left( -\frac{s}{E} w^2 + 2w \right) \right] \end{aligned} \quad (8)$$

式中: 斜率  $s = dE/dw$ , 可由实验测得。

在方程 (8) 的推导中, 我们假定泊松比 ( $\nu$ ) 为常数。将在后面讨论这一假设的合理性。方程 (8) 的边界条件是:

- 1) 在  $r=a$  (井眼半径) 时,  $\sigma_{rr}=0$
- 2) 在  $r=\infty$  (无限远) 时,  $u=0$

如果已知井眼周围吸附水的分布  $w(r, t)$ , 就可以应用有限元法解方程 (8) 和方程 (9)。

### 吸入岩石介质的水份

令  $q$  为水份吸附的质量流量,  $w(r, t)$  为吸附水的重量百分比, 质量守恒要求:

$$\nabla q = \frac{\partial w}{\partial t} \quad (10)$$

假设:

$$q = C \nabla w \quad (11)$$

式中,  $\nabla$  是梯度算子,  $C$  是材料的吸附常数, 可以在后面一章所述的水份吸附试验中测得。

把方程 (11) 代入方程 (10), 在柱坐标体系中, 可列出水份吸附基本方程:

$$C \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} \left( r \frac{\partial w}{\partial r} \right) = \frac{\partial w}{\partial t} \quad (12)$$

方程 (12) 的边界条件是:

- 在  $r=a$  时,  $w = w_s$  (相对于环境)
- 在  $r=\infty$  时,  $w=0$

式中,  $w_s$  是井眼表面水份重量含量百分比。

方程 (12) 和方程 (13) 的解可以写成 (13):

$$\frac{w(r, t)}{w_s} = 1 + \int_0^\infty e^{-\alpha t^2} \frac{J_0(\xi r) Y_0(\xi a) - Y_0(\xi r) J_0(\xi a)}{J_0^2(\xi a) + Y_0^2(\xi a)} \frac{d\xi}{\xi} \quad (14)$$

其中  $J_0(\cdot)$  和  $Y_0(\cdot)$  分别是第一类和第二类零阶贝塞尔 (Bessel) 函数。

于是把方程 (14) 代入方程 (8), 结合方程 (9) 中的边界条件解方程 (8) 即可得到井眼周围因吸水而产生的位移场。