

岩石有效应力系数测试方法与表征模型研究进展

胡大伟^{1,2}, 马涛^{1,2}, 祖凯³, 王倩³, 杨福见^{1,2}, 周辉^{1,2}

(1. 中国科学院武汉岩土力学研究所, 湖北 武汉 430071; 2. 中国科学院大学, 北京 100049;

3. 中国石油集团工程技术研究院有限公司, 北京 102206)

摘要: 有效应力原理是研究岩石流固耦合行为的重要方法, 有效应力系数作为分析有效应力的关键参数, 准确获取其量值, 对于分析岩石的变形及破坏具有重要意义。从岩石有效应力系数测试方法、表征模型以及影响因素等方面, 对国内外研究进行归纳总结。本文系统综述各向同性测试法、各向异性测试法、裂隙岩石测试法以及致密岩石测试方法的特点和适用范围。不同测试方法适用范围不同, 排水法精度高, 适用所有孔隙度范围的岩石, 可用于验证其他方法的有效性, 刚度矩阵法可获取各向异性的有效应力系数, 含裂隙和低渗岩石推荐采用等效有效应力系数法和 Cross-plotting 法。有效应力系数表征模型包括临界孔隙度模型、有效介质模型、BISQ 模型等, 通过已有数据开展模型评估, 发现 BISQ 模型和等框架模型精度高, 可应用于精密计算, 但所需参数较多, 计算相对繁琐; 临界孔隙度模型仅需 2 个参数且精度较高, 工程计算中推荐采用。有效应力系数的影响因素包括孔隙结构、矿物组分、孔隙流体等内部因素, 以及温度、应力等外部因素, 内部因素是本质原因, 外部因素诱发岩石内部结构改变, 影响有效应力系数。复杂应力扰动下的实时有效应力系数的测试方法、超高温高压条件下有效应力系数演变机制以及工程岩体有效应力系数的确定方法等是未来研究趋势。

关键词: 岩石力学; 有效应力系数; 测试方法; 表征模型; 影响因素

中国分类号: TU 45

文献标识码: A

文章编号: 1000-6915(2025)08-1959-29

Research progress of testing method and characterization model of effective stress coefficient of rock

HU Dawei^{1,2}, MA Tao^{1,2}, ZU Kai³, WANG Qian³, YANG Fujian^{1,2}, ZHOU Hui^{1,2}

(1. Institute of Rock and Soil Mechanics, Chinese Academy of Sciences, Wuhan, Hubei 430071, China; 2. University of Chinese

Academy of Sciences, Beijing, 100049, China; 3. CNPC Engineering Technology R&D Company Limited,

Beijing 102206, China)

Abstract: The effective stress principle is a fundamental methodology for investigating fluid-solid coupling behavior in rocks. Accurately determining the effective stress coefficient (b) is a key parameter in effective stress analysis and is crucial for understanding rock deformation and failure mechanisms. This paper systematically reviews both domestic and international research progress regarding testing methods, characterization models, and influencing factors of the effective stress coefficient. A comprehensive comparison of isotropic testing methods, anisotropic testing methods, fractured rock testing methods, and tight rock testing methods is presented, highlighting

收稿日期: 2024-12-12; **修回日期:** 2025-04-10

基金项目: 国家自然科学基金资助项目 (52179114, 52309147); 中国科学院前沿科学重点研究计划项目 (ZDBS-LY-DQC022)

Supported by National Natural Science Foundation of China (Grant Nos. 52179114 and 52309147) and Key Research Program of Frontier Sciences, CAS (Grant No. ZDBS-LY-DQC022)

作者简介: 胡大伟 (1981-), 男, 2009 年于法国里尔科技大学岩土工程专业获博士学位, 现任研究员、博士生导师, 主要从事岩石细观力学、流固耦合试验和理论方面的研究工作。E-mail: dwhu@whrsm.ac.cn

DOI: 10.3724/1000-6915.jrme.2024.0958

their distinct applicability: (1) the drainage method exhibits high accuracy across all porosity ranges and can validate other methods; (2) the stiffness matrix method effectively captures the anisotropic effective stress coefficient; (3) for fractured and low-permeability rocks, the equivalent effective stress coefficient method and the cross-plotting method are recommended. Existing characterization models, including the critical porosity model, effective medium theory, and the BISQ model, are evaluated using experimental data. Results indicate that the Biot-squirt (BISQ) model and the isoframe model achieve high precision suitable for accurate calculations; however, their parameter requirements and computational complexity limit practical applications. The critical porosity model, which requires only two parameters while maintaining satisfactory accuracy, is recommended for engineering applications. Key influencing factors include intrinsic factors (such as pore structure, mineral composition, and pore fluids) and external conditions (such as temperature and stress). Intrinsic factors dominate fundamental behavior, while external factors induce microstructural changes that affect the effective stress coefficient. Future research directions should focus on: (1) real-time measurement of the effective stress coefficient under dynamic disturbances; (2) mechanisms of effective stress coefficient evolution under ultra-high temperature and pressure conditions; and (3) testing methods for engineering-scale rock.

Key words: rock mechanics; effective stress coefficient; testing methods; characterisation models; influencing factor

1 引言

应力-渗流耦合现象^[1-3]广泛存在于油气资源开采、CO₂ 地下封存^[4-5]、水力压裂^[6]、井壁稳定性分析^[7-9]、地热能开发^[10]以及深部核废料处置^[11]等地下工程中。岩石富含各类孔隙及裂隙，为流体的运移提供渗流通道，同时，流体以孔隙压力的形式作用于岩石，引起岩石变形以及渗透性和力学性质改变^[12]。因此，研究孔隙压力与岩石变形耦合行为很有必要。

有效应力原理是分析岩石流固耦合行为的重要方法^[5, 13-16]。为量化孔隙压力对有效应力的影响，常采用有效应力系数 b ，将孔隙压力等效成应力，定义有效应力 $\tilde{\sigma}$ ($\tilde{\sigma} = \sigma - b\sigma_p$ ，其中， σ 为应力， σ_p 为孔隙压力)。有效应力控制岩石的变形和破坏，基于有效应力继续沿用传统岩石力学理论，分析孔隙压力对岩石变形破裂的影响。

有效应力系数作为分析有效应力的关键参数，是研究岩体流固耦合行为的基础，准确获取其量值，对于研究深部工程中的流固耦合现象，具有重要意义^[8, 17]。J. Geertsma 等^[18-20]对有效应力系数的测试方法研究。目前，常用的有效应力系数测试方法包括排水法、声波法、渗透率测法，前人总结了各类测试方法的适用范围和特点，如徐欣等^[21-22]发现排水法难以测试致密岩石，声波法结果误差大等。近年来，不少学者提出各类新的测试方法，如 J. He 等^[23-25]分别提出恒定体积法、孔隙-体积变形法等

各向同性测法，响应面法、矿物法、等效有效应力系数法等研究致密岩石和含裂隙岩石的有效应力系数的测法进一步发展，且传统测试方法的精度也逐步提高，原有方法的缺陷得到克服。X. J. Zhou 等^[26-27]将排水法成功应用于致密岩石，贾利春^[28]改善了声波法的计算精度。因此，前人总结的测试方法特点及适用范围亟待被补充和修正。

试验方法获取有效应力系数过程繁琐，前人提出一系列计算表征模型，为有效应力系数获取提供便捷途径。基于岩石的孔隙度，M. Krief 等^[29]提出应用于理想砂岩地层的预测模型，M. W. Lee^[30]提出预测固结沉积土和疏松沉积物的经验公式，A. Nur 等^[31]提出临界孔隙度模型，这些孔隙度模型在各自的适用范围内表现出良好效果。然而，孔隙结构、流体种类、流动类型等因素对有效应力系数的影响不可忽略。近年来，针对上述因素，广义混合物模型、有效介质模型、BISQ 模型等新的计算模型相继提出^[32-34]，适用范围扩大模型精度显著提高。为方便研究和工程应用，有必要对已有的表征模型进行总结归纳和效果评估。

然而，上述研究多是仅关注某一特定方法，缺乏各类测试方法与表征模型的对比研究，少有研究对有效应力系数的测定方法与表征模型的特点和适用范围，进行全面的归纳与总结。

此外，由于矿物组分、孔隙结构等岩石内部条件差异较大，且易受压力、温度、工程扰动等复杂外部环境影响，因此，有必要研究有效应力系数的影响因素，以期精确获取岩石的有效应力系数。

为此, 本文总结归纳前人研究, 对岩石有效应力原理、有效应力系数测试方法、表征模型以及影响因素等进行阐述, 在此基础上, 总结岩石有效应力系数的前沿问题及发展趋势, 以期对未来的研究有所帮助。

2 岩石有效应力原理

K. Terzaghi^[35]首先提出土体的一维固结理论模型, 用以描述孔隙流体对土体准静态变形的影响。M. A. Biot^[15, 36]提出了针对渗流 - 应力耦合机制的线性弹性孔隙弹性理论模型, 在此基础上, M. A. Biot^[37]对该理论模型进行了改进。为方便应用, J. R. Rice 和 M. P. Cleary^[38]将模型中的弹性孔隙参数与岩土力学中熟悉的概念相联系。近期有效应力的研究^[39-41]大多围绕着完善和扩展 M. A. Biot^[15]的开创性工作, 特别是关于孔隙介质的各向异性展开的。另一方面, M. J. Crochet 等^[42-46]还基于混合理论建立了另一种模型。O. Coussy 等^[47]分析 Biot 理论和混合理论特点, 将两者相联系。然而, Biot 理论较混合理论更为方便; 因此, 这里只介绍基于 Biot 弹性孔隙理论框架的 Biot 理论^[15]。

在 Biot 理论中, 多孔介质被视为一个开放的热动力学系统, 流体可以在系统和外界之间发生交换。在绝热和小变形的假设下, 模型中涉及的状态变量有应变张量 $\boldsymbol{\varepsilon}$ 和初始单位体积内的流体质量 m 。考虑多孔介质初始处于自然状态(无初始应力和孔隙压力), 其自由能表达式^[40]为

$$\psi(\boldsymbol{\varepsilon}, m) = g_m^0 + \frac{1}{2} \boldsymbol{\varepsilon} : \mathbf{C} : \boldsymbol{\varepsilon} - M(\mathbf{b} : \boldsymbol{\varepsilon}) \left(\frac{m}{\rho_f^0} \right) + \frac{1}{2} M \left(\frac{m}{\rho_f^0} \right)^2 \quad (1)$$

式中: g_m^0 为初始流体自由能比, ρ_f^0 为流体初始密度, 四阶张量 $\mathbf{C}$ 为不排水条件下多孔介质的弹性刚度, $\mathbf{b}$ 为二阶有效应力系数张量, 标量 M 为 Biot 模量。将式(1)对状态变量进行微分, 可以得到线性孔隙弹性本构方程, 如下:

$$\boldsymbol{\sigma} = \mathbf{C} : \boldsymbol{\varepsilon} - M \mathbf{b} \left(\frac{m}{\rho_f^0} \right) \quad (2)$$

$$g_m - g_m^0 = -M(\mathbf{b} : \boldsymbol{\varepsilon}) \left(\frac{1}{\rho_f^0} \right) + M \left(\frac{1}{\rho_f^0} \right) \left(\frac{m}{\rho_f^0} \right) \quad (3)$$

式中: g_m 为流体自由能比。

采用理想流体的状态定律, 式(3)变形为如下形式^[40]:

$$g_m - g_m^0 = (\sigma_p - \sigma_{p0}) / \rho_f^0 \quad (4)$$

其中,

$$\sigma_p - \sigma_{p0} = M \left[-\mathbf{b} : \boldsymbol{\varepsilon} + \left(\frac{m}{\rho_f^0} \right) \right] \quad (5)$$

式中: σ_{p0} 为参考变形状态下的初始孔隙压力。将式(5)代入式(2)中, 可以得到排水条件下的线性孔隙弹性本构关系:

$$\boldsymbol{\sigma} = \mathbf{C}^b : \boldsymbol{\varepsilon} - \mathbf{b}(\sigma_p - \sigma_{p0}) \quad (6)$$

$$\mathbf{C}^b = \mathbf{C} - M(\mathbf{b} \otimes \mathbf{b}) \quad (7)$$

式中: $\mathbf{C}^b$ 为排水条件下的弹性刚度张量。通过有效应力原理, 式(6)也可以写成下面的形式:

$$\tilde{\boldsymbol{\sigma}} = \mathbf{C}^b : \boldsymbol{\varepsilon} \quad (8)$$

其中,

$$\tilde{\boldsymbol{\sigma}} = \boldsymbol{\sigma} + \mathbf{b}(\sigma_p - \sigma_{p0}) \quad (9)$$

式中: 二阶应力张量 $\tilde{\boldsymbol{\sigma}}$ 被称为有效应力, 为弹性应变张量 $\boldsymbol{\varepsilon}$ 的热力学共轭力; $\mathbf{b}$ 为依赖于孔隙结构的二阶有效系数张量, 在各向同性条件下, 可退化为一个标量 b 。退化过程如下:

对于各向同性材料, 其本构方程^[40]可写为

$$\tilde{\boldsymbol{\sigma}} = 2\mu^b \boldsymbol{\varepsilon} + \lambda^b \text{tr}(\boldsymbol{\varepsilon}) \boldsymbol{\delta} - \mathbf{b}(\sigma_p - \sigma_{p0}) \boldsymbol{\delta} \quad (10)$$

$$\sigma_p - \sigma_{p0} = M \left[-b \text{tr}(\boldsymbol{\varepsilon}) + \left(\frac{m}{\rho_f^0} \right) \right] \quad (11)$$

式中: λ^b 和 μ^b 为排水条件下的材料拉梅常数。线性孔隙弹性模型中共有 4 个参数: 2 个排水条件下的弹性参数 λ^b 和 μ^b 或者等价于排水条件下的杨氏模量 E_b 和泊松比 ν_b , 有效应力系数 b 和 Biot 模量 M 。其中, 弹性参数可以在线弹性的框架下通过标准室内试验得到, 对于耦合参数, 经饱和和多孔材料微观结构分析, 可以得到如下的固有关系式^[40]:

$$\left. \begin{aligned} b &= 1 - \frac{K_b}{K_s} \\ \frac{1}{M} &= \frac{b - \phi_c}{K_s} + \frac{\phi_c}{K_f} \end{aligned} \right\} \quad (12)$$

式中: K_b 为排水条件下的体积压缩模量, K_s 和 K_f 分别为固体基质和流体的压缩模量, ϕ_c 为有效孔隙率。

基于式(12), 可计算岩石的有效应力系数, 这也是应用最广泛的排水法的计算原理, K_b 和 K_s 的获取过程, 详见下文。

3 岩石有效应力系数测试方法

有效应力与岩石的变形破裂密切相关, 精确测定有效应力系数是获取岩石有效应力的前提。室内试验是确定岩石有效应力系数的最精确、可靠的方法

法, 主要分为 4 大类, 具体阐述如下。

3.1 各向同性测法

(1) 排水试验法

排水试验法最早由 J. Geertsma^[18]提出, 是测定岩石有效应力系数最常用的方法。排水法基于岩石线弹性变形理论, 依据式(12)计算有效应力系数(原理见图 1)。如图 2 所示, 排水法测试装置为常见的三轴压缩试验机。测试包括夹套试验和无夹套试验。其中, ① 夹套试验: 封套岩样, 保持孔隙压力不变, 围压以恒定速率加载(一般为 0.005~0.05 MPa/s); ② 无夹套试验: 岩样未封套, 与腔体液体直接接触, 保持围压与孔隙压力以相同速率加载^[21-22]。体积应变 $\Delta\varepsilon_v$ 与围压 σ_c 的关系曲线的斜率即为 K_b 和 K_s , 其获取方法及测试结果见图 3。其中, K_b 和 K_s 分别为岩石体积模量和基质体积模量。由此, 可以依据式(12)获取岩石有效应力系数 b 。

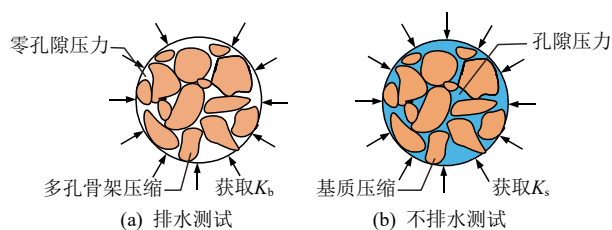


图 1 排水法原理

Fig.1 Principle of the drainage method

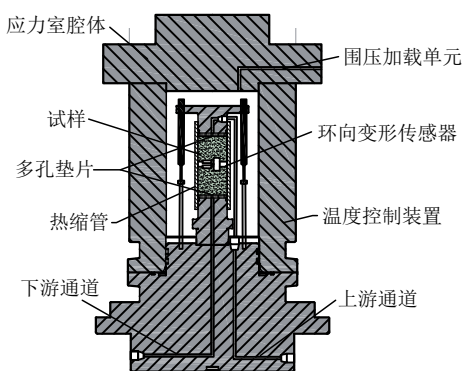
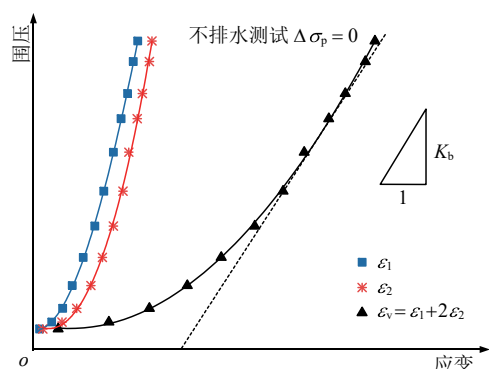
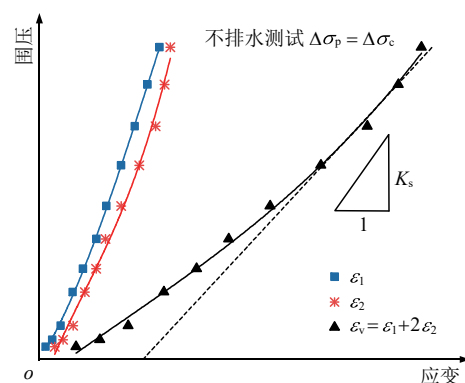


图 2 排水法测试装置

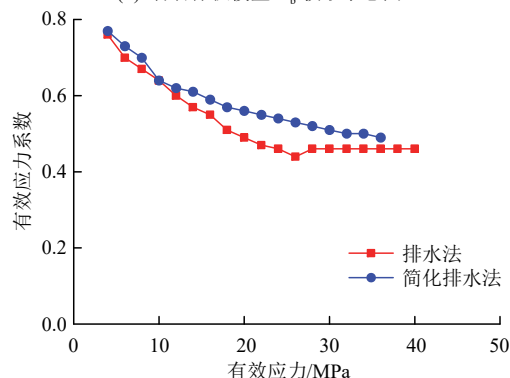
Fig.2 Drainage method test device



(a) 岩石体积模量 K_b 获取示意图



(b) 岩石体积模量 K_b 获取示意图



(c) 排水法测试结果

图 3 排水法体积模量与基质模量获取方法及测试结果^[12-27]

Fig.3 Method of obtaining bulk modulus and matrix modulus and test results by drainage method^[12-27]

此外, 在测试前需要对岩芯进行老化处理^[21-22], 消除取芯过程应力释放生成的微裂隙影响, 以期增加测试精度。

岩石基质模量 K_s 较难获取, 需要孔压与围压以相同速率加载, 对设备要求较高。基于弹性耦合模量(H)的简化排水法, 测试过程中仅需分别加载围压和孔压, 降低了设备要求, 其结果与传统排水法的结果接近(见图 3(c)), 方法的有效性得到 X. J. Zhou 等^[26-27]验证, 计算式为

$$b = K_b / H \quad (13)$$

排水法从线弹性孔隙理论出发, 结果可靠, 精度高, 且对设备要求较低, 测试程序简单, 广泛应用于测试花岗岩、砂岩、灰岩、大理岩等各类岩石的有效应力系数。鉴于排水法可靠性强, 不少研究者以排水法测试结果为基准, 验证其他测试方法的精度, 如徐欣等^[21-22, 48-50]验证了声波法、Cross-plotting 法、恒定变形法、孔隙-体积变形法等方法的测试效果, 发现排水法的测试结果最稳定, 优势显著。

然而, 对于低孔隙度的致密岩石(孔隙度 < 10%, 渗透率 < 0.1 mD), 排水法的适用一度受限, 很多基于排水法的测试结果接近 0^[22], 与实际显然不符。程远方等^[22]做出解释: 致密岩石的渗透率和

孔隙率较低, 孔隙流体在固体骨架间的渗流能力较差, 孔隙压力的传递效率低。

近年来, 不少学者对排水法进行改善, 将排水法成功应用于花岗岩等致密岩石。X. Ma 和 M. D. Zoback^[51]通过对岩石力学性质影响较小的特定钻孔方式改善花岗岩的渗流能力, X. J. Zhou 和 A. Ghassemi^[26]采用渗透性良好的超临界氩气作为孔隙流体, P. Asem 等^[27]在测试中采用超长的饱和时间(19 d)和孔压消散时间(7 d), 成功获取了致密岩石的有效应力系数, 拓宽了排水法的适用范围。

综上, 排水法适用于所有孔隙度范围的岩石, 对测试设备要求较低、精度高、可靠性强, 是测试有效应力系数最常用的方法, 可用于验证其他测试方法的精确性。

(2) 孔隙 - 体积变化法

基于 Biot 理论, 孔隙 - 体积变化法从基质可压缩性和流体流动的关系, 根据孔隙体积变化和排出液滴的体积变化定义了有效应力系数。因其直接测量孔隙的变形, 也被称为直接法。方法假定岩石完全饱和, 孔隙中流体体积与孔隙体积一致(见图 4), 因此, 岩石在压缩过程排出的液滴体积即为孔隙体积的变化量, 其计算公式^[48]为

$$b = \frac{\Delta V_p}{\Delta V} = \frac{\Delta V_f}{\Delta V} \quad (14)$$

式中: ΔV_p , ΔV_f 分别为岩石孔隙和孔隙内流体的体积变化; ΔV 为岩样的体积变化。

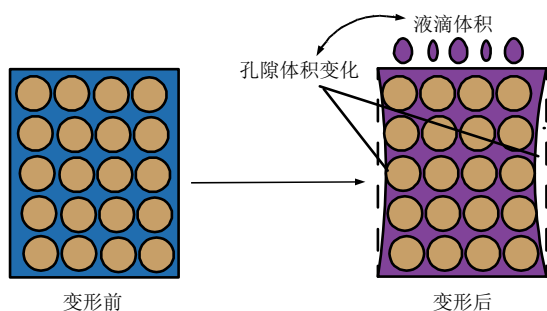


图 4 孔隙 - 体积变化法原理示意图

Fig.4 Schematic diagram of the principle of the pore-volume change method

与排水法类似, 孔隙法采用三轴压缩设备, 且仅需进行一次各向同性压缩, 测试更简便。岩样的体积变化可由位移传感器(应变计、LVDT 等)确定, 因此, 直接法的关键在于精确测量压缩过程中排出的液体体积。

对于高孔隙岩石, 压缩过程中孔隙体积变化较大, 排出的液滴体积易于测量。M. Ramso da Silva

等^[52-53]采用直接法对高孔隙度的石灰岩和砂岩进行测试, 结果较为精确, 验证了孔隙 - 体积变化法的有效性。然而, 对于低孔隙岩石, 三轴压缩过程中排出的液滴体积较小(<0.03 mL), 难以测量, 试验的不确定性较高, 测试结果一般不可靠。

因此, 孔隙 - 体积变化法对设备精度要求较高, 不适用于低孔隙度岩石, 可应用中高孔隙度岩石有效应力系数的测试。

(3) 恒定变形法

恒定变形法由 J. He 等^[23]提出, 方法由岩石变形的定义出发, 保持压缩过程中岩石的体积恒定。当岩石体积应变为 0 时, 岩石的有效应力系数为围压变化量与孔压变化量的比值。推导过程如下:

$$K = \frac{\Delta \sigma'}{\Delta \varepsilon_v} = \frac{\Delta(\sigma - b\sigma_p)}{\Delta \varepsilon_v} \quad (15)$$

由式(15)推导可得

$$b = \frac{\Delta \sigma - K \Delta \varepsilon_v}{\Delta \sigma_p} \quad (16)$$

保持体积恒定, $\Delta \varepsilon_v = 0$, 可得

$$b = \frac{\Delta \sigma}{\Delta \sigma_p} = \frac{\Delta \sigma_c}{\Delta \sigma_p} \quad (17)$$

恒定变形法仅需进行一次各向同性压缩试验, 较排水法步骤简便, 且测试期间, 岩样的体积应变为 0, 因此, 岩芯变形引起的误差低于上述排水法和孔隙 - 体积变形法^[23]。

恒定变形法的关键在于控制岩样的体积应变, 因此, 对实验设备要求较高, 需要精密的压力反馈系统(见图 5^[23]), 实时控制围压增量, 抵消孔隙压力引起的体积变化, 以确保岩样体积应变为 0。

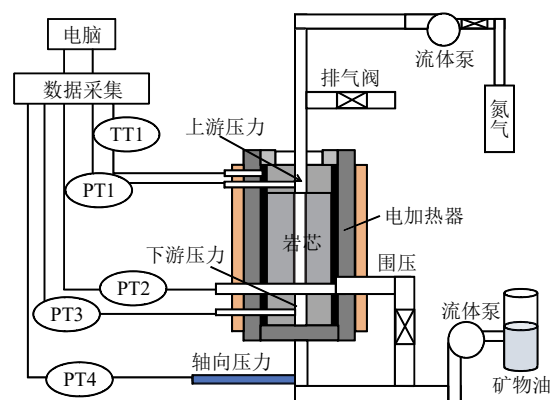


图 5 恒定变形法测试装置^[23]

Fig.5 Constant deformation method test device^[23]

恒定变形法精度较高, 已得到许多研究验证。J. He 等^[23]在岩芯支架上配备轴向和径向应变计, 保证了体积应变为 0, 采用恒定体积法对贝肯页岩进行测试, 发现水平与垂直钻孔得到的有效应力系数

存在显著差异。H. Salemi 等^[5]采用等体积法对砂岩试样进行测量,结果略小于声波法测试结果,差异来自于声波法动态测试方法的不稳定性。

恒定变形法,岩石达到变形平衡需要较长时间,一般不适用于低孔隙岩石,对设备精度要求较高,但可避免传统测试方式对岩石性质的改变,具备较高的精度。

3.2 各向异性测试

上述实验工作和理论推导大多针对各向同性的岩石,如砂岩和石灰岩等,对于基质与孔隙形状分布导致的各向异性,以及岩石损伤引起的各向异性,上述测试方法并不适用。下面将介绍各向异性有效应力系数的测试方法。

(1) 有效刚度系数矩阵法

为考虑岩石的各向异性,O. Coussy^[40]提出各向异性的有效应力方程。随后 S. Saurabh 等^[16, 32, 54]以此为基础对岩石的有效应力系数进行测定,但由于涉及参数较多(21 个独立分量),需开展真三轴压缩测试获取相关参数,测试步骤繁琐。岩石地层多属于横观各向同性材料,采用常规三轴压缩试验的测试即可满足测试需求,因此,少有研究开展真三轴实验的有效应力系数测试。

为简化操作步骤,J. F. Shao^[55]提出一种基于岩石有效刚度系数矩阵的测试方法,将各向异性有效应力原理代入弹性力学基本方程,提出横观各向同性条件下有效应力系数的计算公式:

$$b_{11} = \frac{E_1^b}{1 - 2\nu_{12}^b\nu_{21}^b - \nu_{23}^b} \left(\frac{1 - \nu_{23}^b}{H_1} + \frac{2\nu_{21}^b}{H_2} \right) \quad (18)$$

$$b_{33} = \frac{E_2^b}{1 - 2\nu_{12}^b\nu_{21}^b - \nu_{23}^b} \left(\frac{1 - \nu_{12}^b}{H_1} + \frac{1}{H_2} \right) \quad (19)$$

式中: b_{11} , b_{33} 分别为轴向和侧向有效应力系数; E_1^b , E_2^b , ν_{12}^b , ν_{21}^b , ν_{23}^b , H_1 , H_2 分别为弹性模量 E 、泊松比 ν 和弹性耦合模量 H 在各坐标轴方向的分量。

因此,有效应力系数的测定需要对有效弹性参数以及不同破坏状态下的弹性耦合模量 H 进行测量。J. F. Shao^[55]提出一套简便的三轴压缩加载路径,分别采用偏压加卸载循环、围压加卸载循环和孔隙压力加卸载循环来实现。加载路径如图 6 所示,其中, σ_1 , σ_2 和 σ_3 分别为第 1, 2, 3 主应力。

刚度系数法测试条件简单,通过三轴压缩实验即可实现,且加载路径易于实现,广泛应用于各向异性岩石有效应力系数的测试。B. Yu 等^[17, 56]利用该方法分别对砂岩和煤岩的有效应力系数进行测试,如图 7 所示,很好地显示脆性岩石有效应力系数的各向异性演变,其中, ε_{1peak} 为峰值轴向应变。

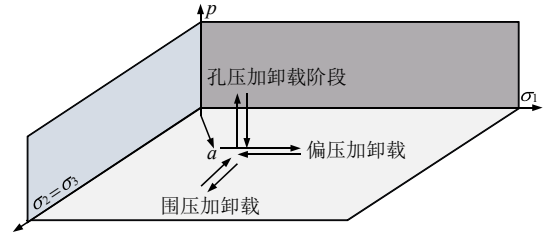


图 6 刚度系数法加载路径

Fig.6 Loading paths for the stiffness coefficient method

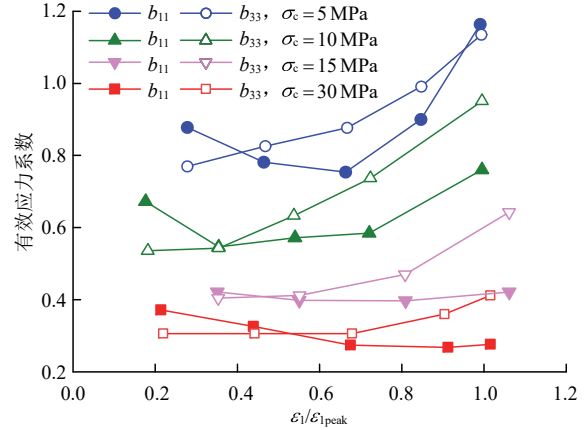


图 7 砂岩轴向和侧向有效系数系数演化规律^[56]

Fig.7 Evolution law of axial and lateral effective stress coefficients in sandstone^[56]

(2) 声波动态法

声波法是在 Biot-Gassmann 理论^[19]基础上形成的间接计算方法,它可以直观反映岩石的内部结构。对于各向异性岩石,声波法利用测得的纵横波波速或时差计算岩石不同方向的有效应力系数^[50]。

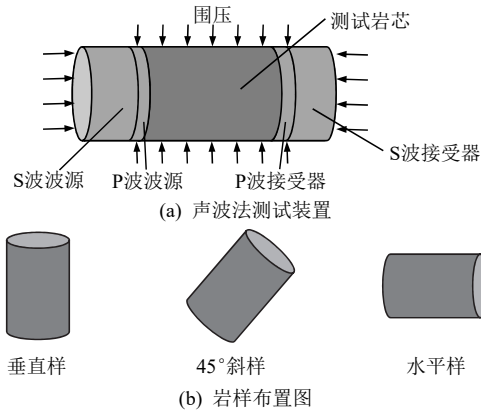
测试时,首先获取饱和岩样和干燥岩样不同方向上的纵、横波波速 V_p 和 V_s ,并据此获取干燥岩石和饱和岩石的体积模量 K_b 和 K_{sat} ^[57]($K_b = \rho_s \cdot (V_p^2 - 4/3V_s^2)$, $K_{sat} = \rho_s (V_{p,sat}^2 - 4/3V_{s,sat}^2)$),其中, $V_{p,sat}$ 为饱和岩石纵波波速, $V_{s,sat}$ 为饱和岩石横波波速, ρ_s 为岩石密度)。且存在以下公式:

$$K_{sat} = K_b + \left(1 - \frac{K_b}{K_s} \right)^2 / \left(\frac{\phi}{K_f} + \frac{1 - \phi}{K_s} - \frac{K_b}{K_s^2} \right) \quad (20)$$

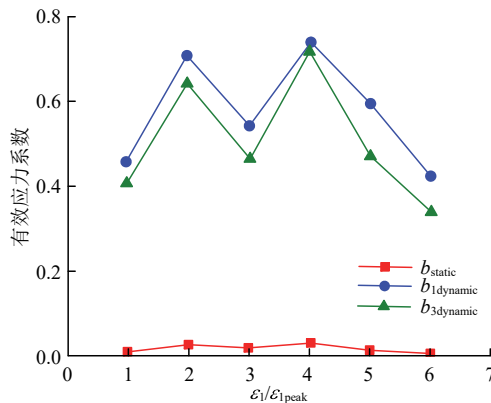
式中: ϕ 为孔隙度, K_f 为流体体积模量。然后,依据 Biot-Gassmann 方程^[58](式(20))间接求得岩石骨架体积模量 K_b 。最后,依据式(12),得到岩石垂直与平行于层理方向的有效应力系数。

声波法方便、快捷,相较于传统方法(排水法)对设备要求较低(见图 8^[50, 59]),特别是,声波法应用于致密岩石较为方便,具有极大优势。M. A. M. Zamani 等^[2, 60]应用声波法,对砂岩进行测试,便捷地获取了有效应力系数,并提出一系列经验公式。

然而,声波法为动态测试方法,较静态方法精度较低,且根据 D. Knez 和 M. Zamani^[60]的研究,

图 8 声波法测试装置及试样布置图^[50-59]Fig.8 Specimen layout diagram and ultrasonic testing device^[50-59]

由于水的裂化作用, P 波的波速测试受到影响, 有效应力系数计算结果偏大。为提高测量精度, 夏宏泉等^[50]联合应用刚度系数矩阵法与声波法计算各向异性岩石有效应力系数, 发现二者测试结果相近 (见图 9, 其中, b_{static} 为静态有效应力系数, $b_{dynamic}$ 为垂直于层理的动态有效应力系数, $b_{3dynamic}$ 为平行于层理的动态有效应力系数), 证明了 2 种方法的可靠性。

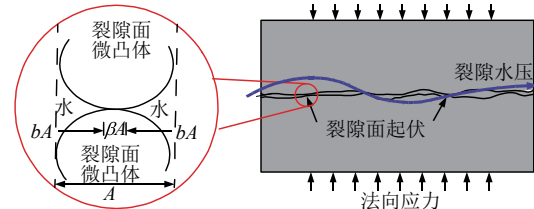
图 9 声波法与静态测试结果对比^[50]Fig.9 Comparison of acoustic method and static test results^[50]

声波法为间接动态测量方法, 其可靠性较传统方法(排水法)低, 单独应用时仅用作参考, 经排水法校准后, 可基于测井数据方便快捷的获取地层剖面的有效应力系数变化情况。

3.3 裂隙岩石测法

岩体中存在各种尺度的裂隙, 裂隙的存在影响岩体内流体的流动。同时, 孔隙压力不仅引起岩石的骨架和孔隙变形, 也会引起裂隙的变形。因此, 对于裂隙岩石的有效应力系数, 传统 Biot 多孔介质理论下的测量方法并不适用, 通常采用等效有效应力系数法进行测定。下面以含单裂隙的岩石为例, 介绍裂隙岩石等效有效应力系数的测量方法。

等效有效应力系数 b 建立于 Y. W. Tsang 和 P. A. Witherspoon^[61]提出的空隙-微凸体模型, 将经典的 Biot 理论^[15, 40]扩展到裂隙岩石上, 并考虑裂隙水压对变形影响。其物理意义为裂隙的空腔率, 即 1 减去裂隙的接触率 S_c ($b=1-S_c$), 见图 10, 其中, S_c 为裂隙接触率。裂隙的接触率难以测量, 一般采用其他的力学参数确定。

图 10 裂隙岩石等效有效应力系数原理图^[62]Fig.10 Schematic diagram of equivalent effective stress coefficients for fractured rock^[62]

其中, 采用裂隙的法向刚度定义有效应力系数的做法最为常见。谢妮等^[63]将广义 Biot 系数拓展到裂隙岩石中, 认为裂隙岩石有效应力系数与裂隙法向刚度相关, 不进行孔隙力学试验, 直接通过单纯的力学试验来确定有效应力系数, 并提出有效应力系数 $b(\varepsilon_n)$ 的表达式:

$$b(\varepsilon_n) = 1 - \frac{K_n(\varepsilon_n)}{K_s} \quad (21)$$

式中: $K_n(\varepsilon_n)$ 为裂隙的法向刚度, K_s 为岩石骨架的切线模量。上述 2 个模量的测试方法也与多孔介质获取方法类似。控制裂隙内部的水压力与裂隙面上的法向压应力相等, 即 $d\sigma_n = -d\sigma_p$, 得到 K_s , 其中, σ_n 和 σ_p 分别为裂隙的法向应力和孔隙压力; 保持孔隙压力不变, 围压增加, 基于法向应力与裂隙法向位移的关系, 得到 K_n 。

赵志宏^[64]将 Barton-Bandis 模型代入, 得到单裂隙岩石的有效应力系数计算式, 并通过室内试验与现场试验证明所提公式的有效性。

然而, 裂隙法向刚度随裂隙法向位移加载而变化, 难以获取固定值便于分析。为此, Z. Y. Cheng 等^[25]提出裂隙岩石等效有效应力系数的计算公式, 采用岩石排水体积模量 $K(\varepsilon_n)$ 和孔隙膨胀系数 $H(\sigma_c, \sigma_p)$ 的比值获取了具有固定值的等效有效应力系数。该方法通过分别保持围压和孔隙压力不变, 获取上述 2 个模量的值, 依据下式获得等效有效应力系数^[25], 测试装置如图 11 所示:

$$b_{eq}(\sigma_c, \sigma_p) = K(\sigma_c) / H(\sigma_c, \sigma_p) \quad (22)$$

式中: b_{eq} 为等效有效应力系数。同时, 由图 12^[25]可知, 等效有效应力系数随填充率增加而减小, 这与水占据裂隙的名义面积相关, 裂隙闭合, 名义面积

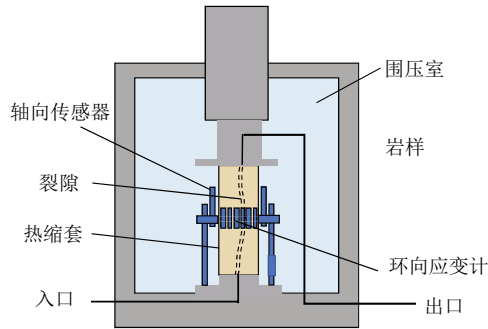
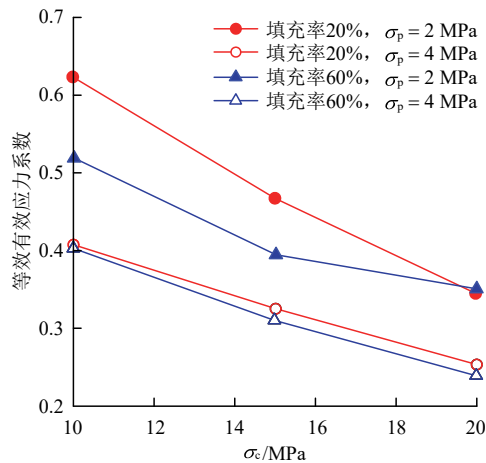


图 11 等效有效应力系数测试装置

Fig.11 Equivalent effective stress coefficients test device

图 12 等效有效应力系数法测试结果^[25]Fig.12 Equivalent effective stress coefficient method test results^[25]

减小，进而有效应力系数降低。

此外，疲劳加载会诱发岩石内部疲劳裂纹的扩展，而裂纹的产生会增加岩石孔隙及渗流通道，减小作用于岩石骨架颗粒上的有效应力，进而影响岩石的变形与裂隙发展^[65]。岩石加载过程处于复杂的动态演化过程中，为精确测定岩石有效应力系数，研究岩石的流固耦合疲劳演化机制很有必要。

对于裂隙岩石，推荐采用等效有效应力系数法进行有效应力系数测试，方法克服了裂隙接触率难以测量和法向刚度非定值的缺陷，测试装置与加载路径简便，结果可靠，为分析裂隙岩石有效应力系数提供有效途径。

3.4 致密岩石测法

(1) Cross-plotting 法

致密岩石(孔隙度<10%，渗透率<0.1 mD)孔隙率和渗透率较低，采用传统方法(排水法)测试较为繁琐，通常采用 Cross-plotting 法测量(见图 13)。Cross-plotting 法由 J. B. Walsh^[20]提出，基于岩石的渗流机制，由渗透率确定岩石的有效应力系数。方法假定，渗透率是有效应力的单值函数，即当渗透

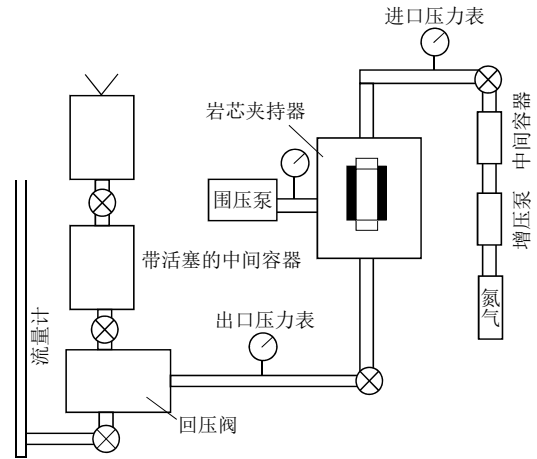
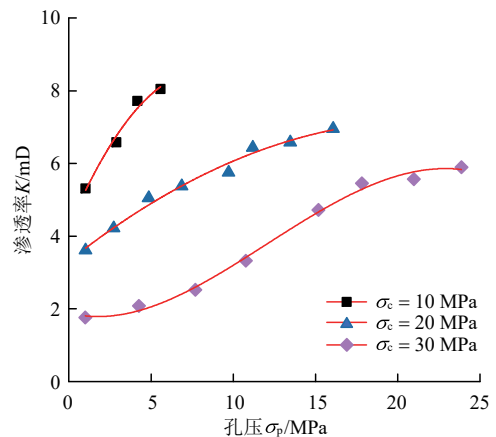


图 13 Cross-plotting 法测试装置

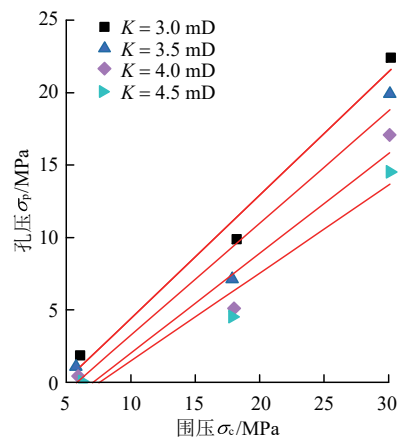
Fig.13 Cross-plotting method testing device

率保持相同时，有效应力也相同。图 14(a)为渗透率随围压和孔压的关系，在相同渗透率情况下，绘制围压与孔隙压力的交会图^[21](见图 14(b))，曲线的斜率即为有效应力系数 b ，计算式^[20]为

$$b = \frac{d\sigma_c}{d\sigma_p} \quad (23)$$



(a) 渗透率随围压和孔压的关系



(b) 围压、孔压的交会图

图 14 Cross-plotting 法测试结果^[21]Fig.14 Cross-plotting method test results^[21]

Cross-plotting 法应用于各类岩石有效应力系数测试中,尤其是致密岩石。对于中高孔隙岩石, Cross-plotting 法不如排水法准确;但对于致密岩石, Cross-plotting 法结果更为合理。除此之外,李尧等^[66-67]也验证了 Cross-plotting 法对致密岩石的适用性。

微裂隙的存在往往会对 Cross-plotting 法的测试结果产生影响。朱维耀和马东旭^[68]采用 Cross-plotting 法对含微裂隙的页岩储层岩样的有效应力系数进行了测试,结果表明,微裂隙岩样气体压力对岩体的支撑作用更明显,岩石骨架的作用较弱,其有效应力系数明显大于微裂隙较少的黑色页岩试样。温宏平等^[65]研究也表明,动态扰动下的裂隙发展会影响有效应力系数的测试结果。

Cross-plotting 法采用绘图方法确定有效应力系数,可直观地获取致密岩石的有效应力系数,且对试验设备的要求较低,限制较少。然而,当围压较高、孔隙水压力较低时,渗透率变化不明显,所得结果精确性较低。

(2) 响应面法

响应面法基于 Bernabe 模型^[69-70],是一种通过数据处理,拟合试验数据,建立渗透率、围压、孔压的响应面,进而求取有效应力系数的测试方法。与 Cross-plotting 法相同,响应面法认为岩石的渗透率为有效应力系数的单值函数,根据渗透率与有效应力的对应关系,求取致密岩石的渗透率有效应力系数(即 *ESCK*)。

响应面法提出 $k-\sigma_c-\sigma_p$ 的二次曲面方程^[70],如下所示:

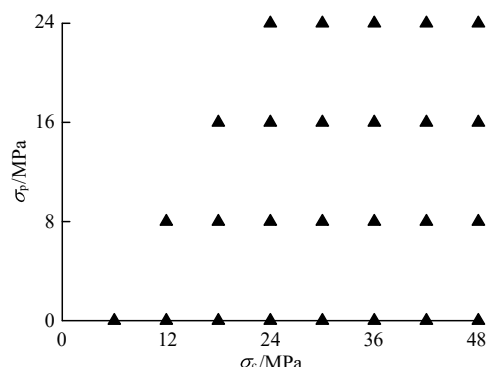
$$k^\lambda = a_1 + a_2\sigma_c + a_3\sigma_p + a_4\sigma_c^2 + a_5\sigma_c\sigma_p + a_6\sigma_p^2 \quad (24)$$

式中: a_i 为拟合系数; λ 为转换系数,取值为 $-3 \sim 3$,选取残差平方和最小的值为转换系数; k 为渗透率。最终,得到根据 Y. Bernabe^[71]提出的计算式,可得

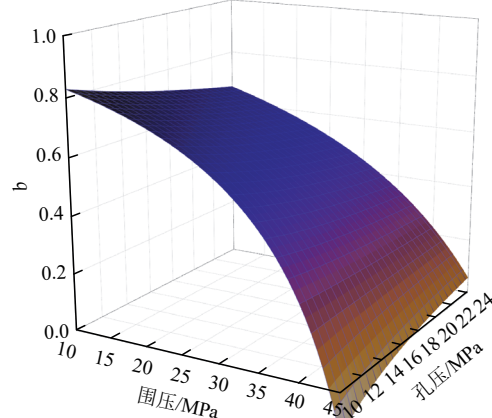
$$b = -\frac{\partial k}{\partial \sigma_p} \bigg/ \frac{\partial k}{\partial \sigma_c} = -\frac{a_3 + a_5\sigma_c + 2a_6\sigma_p}{a_2 + 2a_4\sigma_c + a_5\sigma_p} \quad (25)$$

响应面法测试装置与 Cross-plotting 法相同,其测试过程分 3 步: (1) 测试不同围压与孔隙压力条件下的渗透率; (2) 根据已有数据拟合 $k-\sigma_c-\sigma_p$ 二次曲面和相应的拟合系数 a_i ; (3) 代入式(25)中,得到相应围压与孔压条件下的有效应力系数。

渗透率有效应力系数并不是一个固定值,围压和孔压变化,测试结果随之改变。李闽和肖文联^[69]对低渗致密砂岩进行测试(见图 15)。结果表明,有效应力系数随围压的增大而减小,随孔压增加而增加^[72-73]。



(a) 加载方案



(b) 响应面法测试结果

图 15 响应面法加载方案与测试结果^[69]

Fig.15 Response surface method loading scheme and test results^[69]

然而,公式中为切线方法获取的有效应力系数,适用于地层因素线性变化时,不能满足所有条件,特定条件下会产生误差。刘忠群等^[74]采用下式中的割线方法获取有效应力系数,更好地表征了地层因素与有效应力间的关系:

$$b_s = \frac{\sigma_{c, M} - \sigma_{c, N}}{\sigma_{p, M}} \quad (26)$$

式中: b_s 为割线法计算的有效应力系数; $\sigma_{c, M}$, $\sigma_{c, N}$ 分别为同一等值线上两点 M 和 N 的围压; $\sigma_{p, M}$ 为 M 点的孔压。

响应面法通过拟合实验数据获取响应面的系数,不依靠传统有效应力定律。因此,对于岩石性质不稳定的情况,例如,含微裂纹的岩石和致密岩石,响应面法精度更高。

(3) 多相方法

对于致密岩石,由于其渗透率较低,且具备内部结构,因此,为满足代表体积单元的要求,需选用较大的样本进行测试。大体积样本进行饱和过程漫长,且无法保证孔隙空间饱和,导致岩石基质 K_s 的模量测量困难。为此, P. Selvadurai 等^[24]提出了一种基于岩石矿物成分的多相方法(the multi-phasic approaches),用于测试致密岩石的有效应力系数。

多相方法最早可追溯至 A. Reuss^[75]的开创性研究,用多相方法估算工程材料的弹性参数。随后, R. Hill^[76]对多相方法进行发展,使方法更加完备,其中,最广泛使用的估计值为

$$\left. \begin{aligned} (K_s)^V &= \sum_i^n V_i (K_s)_i \\ (K_s)^R &= \left(\sum_i^n \frac{V_i}{(K_s)_i} \right)^{-1} \end{aligned} \right\} \quad (27)$$

$$(K_s)^H = \frac{1}{2} [(K_s)^V + (K_s)^R] \quad (28)$$

式中: n 表示第 n 个矿物组分, 上标 V 和 R 分别为 Voigt 估计值和 Reuss 估计值, V_i 为成岩矿物体积分数, $(K_s)_i$ 为各矿物成分的体积模量值, $(K_s)^H$ 为基于 R. Hill 估算的岩石基质体积模量。这 2 个估算值得出范围较宽的界限, 因此, R. Hill^[76]建议使用 Voigt 和 Reuss 估算值的平均值作为最终结果。通过 X-ray 衍射仪可获取岩石的矿物组分及含量, 如图 16 和表 1 所示, 其中, θ 为衍射角, 计数为探测器记录的 X 射线光子数量。

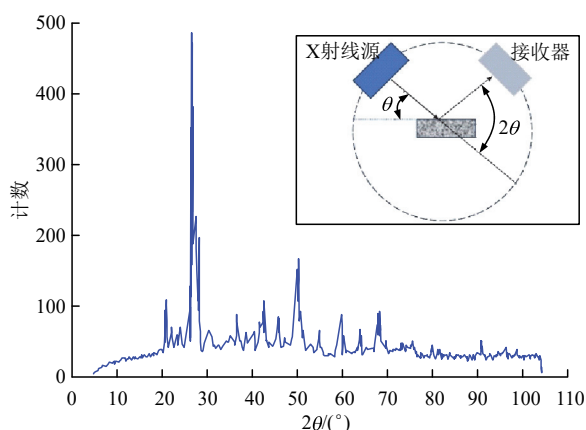


图 16 X-ray 衍射原理图

Fig.16 X-ray diffraction schematic

表 1 岩石矿物组分含量

Table 1 Rock mineral fraction contents

矿物组分	相对密度	矿物体积分数 V_i /%	K_s /GPa
石英	2.72	38.4	38
长石	2.60	60.2	76
云母	2.70	1.4	61

由表 1 中数据, 可依据 Voigt-Reuss-Hill 模型得到岩石的基质模量 K_s 为: $(K_s)^V = 61.198$ GPa, $(K_s)^R = 54.777$ GPa, $(K_s)^H = 57.988$ GPa。

目前, Voigt-Reuss-Hill 模型已广泛应用于致密岩石的有效应力系数测试。A. P. S. Selvadurai^[77]提出了基于岩石矿物成分的多相方法, 用于估算低渗

透性岩石(如科堡石灰岩)的有效应力系数。P. Selvadurai 等^[24]还成功地将这种方法用于估算格里姆塞花岗岩的有效应力系数, 并发现格里姆塞花岗岩也具有低渗透性和横向各向同性弹性结构。A. P. S. Selvadurai^[77]通过多相弹性复合理论计算体积模量的上下限, 验证了多相方法的有效性。M. Amiri 等^[78]采用多相方法获取基质模量, 并建议采用钻井岩屑获取岩石矿物成分。

多相方法测试过程简便, 只需对岩石进行 X-Ray 测试获取岩石的矿物组分, 随后依据已知矿物组分的体积模量, 依据 Voigt-Reuss-Hill 方法进行计算, 即可得到岩石的基质模量。另外, 多相方法可采用钻井岩屑进行测试, 避免了完整岩芯获取困难的问题。

3.5 有效应力系数测试方法评估

表 2 为根据文献资料统计的各类岩石有效应力系数和测定方法, 包括岩浆岩、沉积岩、变质岩三大类岩石。由表 2 可以看出, 不同岩石适用于不同的测试方法, 这与其测试方法的原理和岩石特性相关。对于中高渗透性岩石, 各类测试方法的结果均较为合理, 往往得到接近的结果。

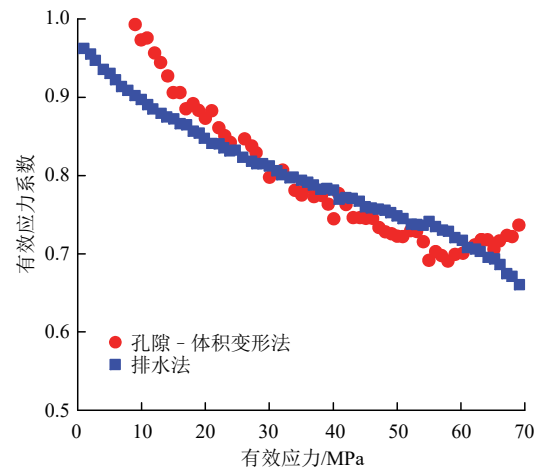
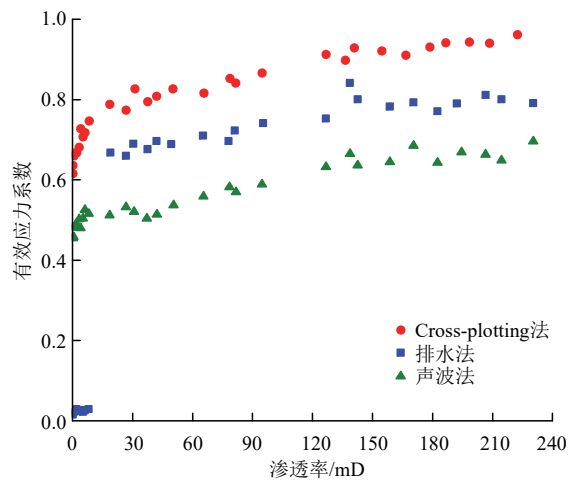
如图 17(a)所示, 一般来说, 排水法从岩石的孔弹性变形原理出发, 结果最精确, 可靠性强, 且经特殊处理后, 可克服低孔隙度岩石的适用限制, 应用于所有孔隙度范围的岩石, 适用范围广, 对设备要求较低, 推荐优先采用。同为各向同性测法的恒定变形法和孔隙-体积变形法, 精度也较高, 但在特殊情况下的适用性受限。恒定变形法对岩样的体积变形控制严格, 受设备的精度限制。孔隙-体积变形法对于低孔隙度岩石适用受限, 测试过程中排出液滴体积过小, 难以精确测量, 且存在夹套效应(见图 17(b)), 低围压下出现有效应力系数大于 1 的情况, 误差较大。

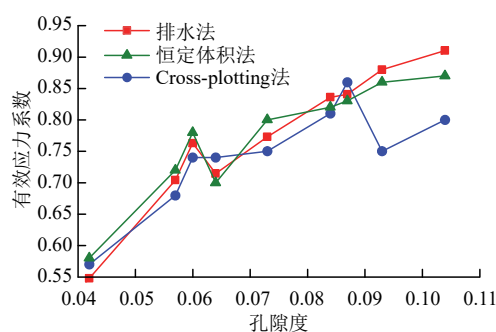
Cross-plotting 法和响应面法作为致密岩石的测试方法, 可应用于致密岩石的有效应力系数测试, 二者都是基于渗透率有效应力系数测法, 测试原理相同, 但处理方法不同, 分别为线性拟合和二次曲面拟合, 响应面法拟合程度高, 精度更高, 但 Cross-plotting 法测试和数据处理步骤更简便, 且精度也可满足要求, 应用更为广泛。高孔隙度岩石下的测试结果误差较大, 出现随孔隙度增加有效应力系数下降的情况(见图 17(c)), 与实际明显不符, 渗透率测

表 2 岩石有效应力系数统计
Table 2 Statistics of effective stress coefficient of rocks

岩石种类	岩石名称	取样位置	测试方法	系数范围	数据来源
岩浆岩	花岗岩	-	Cross-plotting	0.479~0.492	温宏平等 ^[65]
		格林塞尔	多相法	0.48~0.71	P. Selvadurai 等 ^[24]
		-	排水法	0.75	J. G. Berryman ^[79]
		加拿大地盾	排水法	0.6	A. P. S. Selvadurai 和 T. S. Nguyen ^[80]
		-	排水法	0.27~0.47	P. Cosenza 等 ^[81]
	二长花岗岩	加拿大邦内特湖附近	排水法	0.73	J. S. O. Lau 和 N. A. Chandler ^[82]
		湖北省大别山	排水法	0.7~0.9	Z. B. Duan 和 F. Skoczylas ^[83]
		加拿大地盾西部地区	多相法	0.3	A. P. S. Selvadurai ^[84]
		-	Cross-plotting	0.338 6	李 尧等 ^[66]
		四川志留统龙马溪组储层	Cross-plotting	0.667~.727	朱维耀和马东旭 ^[68]
沉积岩	页岩	四川志留统龙马溪组储层	Cross-plotting	0.263~0.309	朱维耀和马东旭 ^[68]
		波兰	多相法	0.78; 0.79	M. Stadtmuller ^[85]
		北达科他州威利斯頓盆地	等体积法	0.57~0.67(垂直层理方向) 0.58~0.71(平行层理方向)	J. He 等 ^[23]
		瑞士北部 Molasse 盆地	孔隙-体积法	0.84~0.94	A. Ferrari 等 ^[86]
		瑞士北部 Montterri 地下岩石实验室	孔隙-体积法	0.85~0.95	A. Ferrari 等 ^[86]
	砂岩	-	排水法	0.38~0.46	A. Nowakowski ^[87]
		戈斯福德	等体积法	0.84~0.91	H. Salemi 等 ^[5]
		德国 Flechtinger	孔隙-体积法	0.69~0.99	G. Blöcher 等 ^[48]
		德国 Bentheimer	孔隙-体积法	0.66~0.97	G. Blöcher 等 ^[48]
		贝利亚	孔隙-体积法	0.62~0.86	R.Y. Makhnenko 和 J. F. Labuz ^[88]
沉积岩	细粉粒砂岩	波兰西南部	声波法	0.5~0.79(低渗砂岩) 0.45~0.84(高渗砂岩)	D. Knez 和 M. A. M. Zamani ^[60]
		贝利亚	排水法	0.73~0.81	D. J. Hart 和 H. F. Wang ^[89]
		波兰凯尔采市	声波法	0.52~0.6	M. A. M. Zamani 和 D. Knez ^[2]
		南中国海东方 13 区块	排水法	0.74~0.84	程远方等 ^[22]
		-	响应面法	0~0.88	郑玲丽等 ^[72]
	粉砂质泥岩	松辽盆地	排水法	0.55~0.78(水平 x 方向)	S. Du ^[90]
				0.36~0.64(水平 y 方向)	
				0.56~0.76(垂直 z 方向)	
				0.50~0.69(水平 x 方向)	
				0.52~0.66(水平 y 方向)	
沉积岩	泥质粉砂岩	松辽盆地	排水法	0.74~0.84(垂直 z 方向)	S. Du ^[90]
				0.77~0.86(水平 x 方向)	
				0.59~0.73(水平 y 方向)	
				0.67~0.78(垂直 z 方向)	
		南中国海东方 13 区块	Cross-plotting	0.6~0.75	程远方等 ^[22]
	泥质砂岩	南中国海东方 13 区块	声波法	0.45~0.53	程远方等 ^[22]
		胜利油田某区块	排水法	0.63, 0.75	徐 欣等 ^[21]
		济阳坳陷古近系地层	声波法	0.16~0.77	马中高 ^[91]
	红砂岩	山东省临沂市	等效有效应力系数	0.41~0.52	Z. Y. Cheng 等 ^[25]

续表						
沉积岩		加拿大大不列颠哥伦比亚省	Cross-plotting	0.509, 0.612	乔丽苹等 ^[67]	
		鄂北 D47 井 4 号岩样	响应面法	0~0.82	李 闽和肖文联 ^[69]	
	致密砂岩	鄂尔多斯盆地陇东地区长 7 段	声波法	0.35~0.75	夏宏泉等 ^[50]	
		大港、延长、大庆和长庆油田	声波法	0.27~0.83	Y. Fang 等 ^[34]	
	砂砾岩	-	排水法	0.54~0.56(围压 40 MPa) 0.87~0.97(围压 3 MPa)	Y. Wang 等 ^[92]	
		玛湖凹陷三叠系	声波法	0.23~0.68	王 斌等 ^[93]	
	石灰岩	萨尔瓦克	排水法	0.81~0.95	A. Ahmadinejad 和 I. R. Kivi ^[94]	
		法国索西采石场	排水法	0.81	M. Ramso da Silva 等 ^[52]	
		-	多相法	0.665	A. P. S. Selvadurai ^[77]	
		白云岩	密歇根盆地北峰	排水法	0.67~0.89(孔压 3.45 MPa) 0.56~0.77(孔压 22 MPa)	S. Raziperchikolace ^[95]
变质岩		莫斯科东部水井	平均法	0.63, 0.79(平行层理方向) 0.77, 0.67(垂直层理方向)	N. B. Artamonova 等 ^[96]	
	白垩岩	丹麦北海	声波法	0.81~0.99	T. B. Gram 等 ^[97]	
		凯尔盖朗高原	声波法	0.89~1	M. M. Alam 等 ^[98]	
	碳酸盐岩	伊朗地层(GMUF)	排水法	0.82~0.93(围压 2~8 MPa) 0.71~0.83(围压 8~20 MPa)	E. Asadollahpour 等 ^[13]	
		伊朗地层(GMUF)	声波法	0.84~0.92(围压 2~8 MPa) 0.71~0.86(围压 8~20 MPa)	E. Asadollahpour 等 ^[13]	
	大理岩	-	排水法	0.2~0.48	R. W. Zimmerman 等 ^[99]	
		锦屏二级水电站	排水法	0.21	胡大伟等 ^[12]	
		煤岩	美国圣胡安盆地西南部	各向异性法	1.17~1.83 1.13~1.6	S. Saurabh 和 S. Harpalani ^[16]
			河南省平顶山十矿己 15 煤层	排水法	0.352~0.493	尹光志等 ^[100]





(c) 排水法、Cross-plotting 法、恒定体积法结果对比

图 17 不同测试方法的有效应力系数测试结果^[21-22, 48-49]Fig.17 Effective stress coefficient test results for different test methods^[21-22, 48-49]

法在低孔隙度条件下适用效果更好。

各向异性有效应力系数的测试, 多数研究基于排水法或声波法, 钻取不同方向的岩样, 取各个方向的值作为结果, 其本质仍为各向同性测试^[27, 90]。而简化的刚度系数法可揭示加载引起导致有效应力系数的各向异性演变, 符合各向异性的本质, 为研究各向异性有效应力系数提供有效途径。

对于裂隙岩石, 多数研究中采用法向位移相关的法向刚度计算, 得到非定值的有效应力系数, 实际中难以应用。等效有效应力系数法克服了接触率难以测量的缺陷, 且可得到定值结果, 为分析孔隙压力对裂隙变形及断层激活的影响提供有效方法。

近年来, 为应对不同测试需求, 不少学者提出新的有效应力系数测试方法, 为有效应力系数的测试提供新思路。比如, 采用 XRCT 技术、试验结合数值模拟技术等方式^[10-101], 但多数新型测试方法精度及适用性受限, 难以推广, 有待进一步改进。目前, 涉及爆炸、应力波等动态扰动过程以及真三轴条件下的有效应力系数测试法研究较少, 尚未形成有效方法, 亟待进一步研究。

4 岩石有效应力系数表征模型

4.1 表征模型

试验方法可精确获取岩石的有效应力系数, 但耗时较长、工作量较大, 若采取计算表征模型则可大幅提高计算效率。然而, 岩石的孔隙结构、矿物组分各异且具有显著的不均匀性, 表征模型的适用受限。

因此, 有效应力系数的表征模型一直是研究的热点和难点, 国内外学者应用归一化、均匀化等手段提出一系列表征模型, 其中较为常用的包括临界孔隙度模型、有效介质模型和 BISQ 模型等, 各模型如表 3 所示, 其中, b 为有效应力系数; ϕ 为孔隙

率; ϕ_{critical} 为临界孔隙率; J, J_1, J_2 为微观结构系数; K_{dry} 为干燥岩石体积模量; K_0 为饱和岩石体积模量; P_i 为第 i 种矿物的几何系数; f_1 和 f_2 为固相和悬浮液的体积分数; IF 为岩石坚硬程度相关的参数; M 为待测的体积模量; M^+ 和 M^- 分别为 Hashin-Shtrikman 预测值的上限和下限; u_{tt} 和 w_{tt} 分别为固体位移和流体位移的时间二阶导数; C_0 和 C_{clay} 为黏土系数和黏土含量; P_x 为孔隙压力在 x 方向的微分; ρ_a 为附加耦合密度。表 3 中, (1)为线性模型, (2)为非线性模型, (3)和(4)分别为各向同性和各向异性广义混合模型, (5)为等框架模型, (6)为边界平均法模型, (7)为 Berryman 自洽模型, (8)为 BISQ 模型, (9)为考虑黏土含量的 BISQ 模型。

在表 3 模型基础上, 针对特定岩石, 一些学者提出新的岩石有效应力系数预测模型, 适用范围较小, 但在其适用范围内具备更高的预测精度。

M. Krief 等^[29]提出一个连续的函数模型预测有效应力系数预测模型, 如下所示:

$$b = 1 - (1 - \phi)^{3/(1-\phi)} \quad (29)$$

通过测井或实验室测量获得孔隙度既方便又容易, 且可获取连续的有效应力系数值。因此, 这些方法被广泛使用, 可应用于较为理想的砂岩地层。

M. W. Lee^[30]从有效介质理论出发, 假设地层剪切模量由有效介质理论或加权方程得到剪切波速获取, 提出了预测固结沉积土和疏松沉积物的经验公式, 并将其应用于砂岩, 通过将计算结果与实验数据进行比较, 证明其对松散的砂岩混合沉积物具有很好的适用性。其计算模型的公式如下:

$$b = 1 - (1 - \phi)^{3.8} \quad (30)$$

$$b = 0.994\ 94 - 68.742\ 1 / e^{(\phi + 0.564\ 68)/0.108\ 17} \quad (31)$$

Q. Li 等^[102]联合考虑孔隙度和渗透率, 基于渗透率与孔隙率比值 k/ϕ 和孔喉半径 r_{p35} , 提出了一种易于使用的经验公式, 可用于预测常规和非常规(致密岩石和页岩)储层的有效应力系数:

$$r_{p35} = 2.665 \left(\frac{k}{100\phi} \right)^{0.45} \quad (32)$$

$$b = 0.082\ 58 \ln r_{p35} + 0.606\ 85 \quad (33)$$

式中: k 为渗透率, r_{p35} 为孔喉半径。模型中的参数易于从测井数据中获取, 且传播速度 k/ϕ 与水力扩散系数相关, 保证了公式的可靠性。

A. Nur 等^[31]提出了临界孔隙度的概念, 如图 18 所示, 临界孔隙度是固体骨架支撑的岩石和流体支撑的松散悬浮物的临界孔隙度, 由临界孔隙度, 经归一化处理, 得到线性的临界孔隙度模型如下(表 4

表 3 常见有效应力系数表征模型
Table 3 Common effective stress coefficient models

模型名称	模型表达式	文献来源
临界孔隙度模型	(1) $\left. \begin{aligned} b &= \phi / \phi_{\text{critical}} & (\phi \leq \phi_{\text{critical}}) \\ b &= 1 & (\phi > \phi_{\text{critical}}) \end{aligned} \right\}$	A. Nur 等 ^[31]
	(2) $\left. \begin{aligned} b &= (\phi / \phi_{\text{critical}})^{2/3} & (\phi \leq \phi_{\text{critical}}) \\ b &= 1 & (\phi > \phi_{\text{critical}}) \end{aligned} \right\}$	马中高 ^[91]
广义混合物模型	(3) $b = 1 - (1 - \phi)^{1/J}$	X. Tan 和 H. Konietzky ^[32]
	(4) $b_1 = b_0 + 1 - (1 - \phi)^{1/J_1}$ $b_2 = b_0 + 1 - (1 - \phi)^{1/J_2}$	
	(5) 等框架模型 $\sum_{i=1}^N V_i (K_i - K_{\text{dry}}^*) P_i^* = 0$	
有效介质模型	(6) 边界平均法模型 $\left. \begin{aligned} K_{\text{dry}} &= K_s + f_2 / [(K_f - K_s)^{-1} + f_1 (K_s + 4 / 3 G_s)^{-1}] \\ f_1 &= IF(1 - \phi) \\ f_2 &= \phi + (1 - IF)(1 - \phi) \end{aligned} \right\}$	C. Olsen 等 ^[33]
	(7) Berryman 自洽模型 $\left. \begin{aligned} \omega &= M - M^- / (M^+ - M^-) \\ b &= 1 - K_{\text{dry}} / K_0 \end{aligned} \right\}$	
BISQ 模型	(8) $\left. \begin{aligned} (1 - \phi) \rho_s u_{tt} + \phi \rho_f w_{tt} &= M u_{xx} - b P_x \\ \phi \rho_f w_{tt} - \rho_a (u_{tt} - w_{tt}) - \mu \phi^2 / \kappa (u_t - w_t) &= -\phi P_x \end{aligned} \right\}$	Y. Y. Fang 等 ^[34]
	(9) $\left. \begin{aligned} (1 - \phi) \rho_s u_{tt} + \phi \rho_f w_{tt} &= M(1 + C_0) u_{xx} - b P_x \\ \phi \rho_f w_{tt} - \rho_a (u_{tt} - w_{tt}) - \mu \phi^2 / \kappa (u_t - w_t) &= -\phi P_x \\ C_0 &= C_{\text{clay}} e^{1 - \kappa / \kappa_0} \end{aligned} \right\}$	

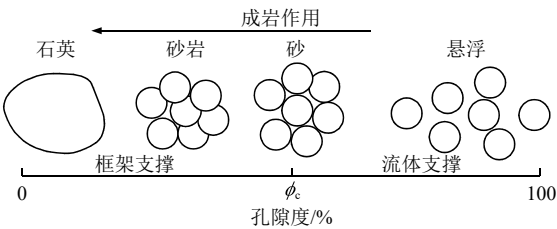


图 18 临界孔隙度含义^[31]
Fig.18 Meaning of critical porosity^[31]

为常见岩石的临界孔隙度):

$$\left. \begin{aligned} b &= \frac{\phi}{\phi_{\text{critical}}} & (\phi \leq \phi_{\text{critical}}) \\ b &= 1 & (\phi > \phi_{\text{critical}}) \end{aligned} \right\} \tag{34}$$

表 4 常见岩石临界孔隙度^[31]
Table 4 Critical porosity of common rocks^[31]

岩石类型	岩石名称	临界孔隙度范围/%
岩浆岩	浮岩	80
	裂隙火成岩	5
	大洋玄武岩	20
沉积岩	砂岩	40
	灰岩	40
	白云岩	40
	盐岩	40
	白垩岩	65

实际地层较为复杂，线性模型适用受限。马中高^[91]提出基于临界孔隙度的非线性模型：

$$b = \begin{cases} \left(\frac{\phi}{\phi_{\text{critical}}} \right)^{2/3} & (\phi \leq \phi_{\text{critical}}) \\ 1 & (\phi > \phi_{\text{critical}}) \end{cases} \tag{35}$$

并通过已有的 87 块砂岩样品验证了该模型，与线性模型相比，用该方法确定的岩石模量或速度边界更接近实际样品数据。非线性模型在复杂岩性地层条件下适用性更高。

以上模型仅基于孔隙度计算有效应力系数，未涉及孔隙形状、微裂隙等微观结构参数。一些学者也尝试考虑孔隙结构与微裂隙等对有效应力系数的影响。X. Tan 和 H. Konietzky^[32]基于广义混合原则 (generalized mixture rule，简称 GMR)，提出多孔材料的有效应力系数计算模型。该模型中，多孔材料被视作特殊的两相材料，假定孔隙的力学性能为 0，从而建立起岩石力学性能和孔隙率的关系，表达式为

$$b = 1 - \frac{K_b}{K_s} = 1 - (1 - \phi)^{1/J} \tag{36}$$

式中：J 为微观结构系数，反映孔隙形状与微裂隙情况。

较上述仅考虑孔隙度的计算模型, GMR 模型计算结果更精确, 研究同时表明, 裂隙对有效应力系数的影响大于孔隙, 且裂纹和孔隙分布是有效应力系数各向异性产生的原因。

波速数据易从测井数据中获取, 一些研究尝试通过有效介质模型建立波速与有效应力系数的联系。有效介质理论是一种用于研究多孔介质性质的理论框架, 假设存在一种有效介质, 其与实际的多相介质在宏观平均上相同, 因此, 有效介质模型可考虑组成岩石的孔隙流体(流相)与基质(固体相)的影响。

以往研究已提出多种有效介质模型, 但多数模型存在 2 个以上自由参数, 仅可获得弹性参数的组合, 无法获取具体弹性模量。等框架模型、边界平均法模型(BAM)和 Berryman 自洽模型除孔隙度外, 仅涉及一个自由参数, 可用于有效应力系数预测。

C. Olsen 等^[33]应用上述 3 种模型, 基于饱和岩石的密度与波速计算干燥岩石的密度和波速, 预测了 39 块白垩岩的有效应力系数, 获得了较好的预测结果, 但其繁琐的参数迭代过程导致计算难度偏大。

有效应力系数反映孔隙压力的分配情况, 分配过程伴随着孔隙流体的动态流动, 因此, 有必要对流体的流动类型的影响进行研究。BISQ 模型可对 Biot 流(轴向流动)和 Squirt 流(径向流动)进行考虑, 分析流体压力的动态分配过程。

Y. Y. Fang 等^[34]基于 BISQ 模型提出计算岩石有效应力系数的计算公式, 并考虑黏土含量影响, 进一步增强了模型精度。与其他研究方法相比, 新的有效应力系数计算模型, 弥补了低渗透、低孔隙度、高黏土含量岩石测试精度不足的缺陷。

4.2 模型评估结果分析

M. Amiri 等^[78,91]应用实验数据对有效应力系数表征模型进行了评估与修正。本文将已发表的部分文献中提取的砂岩数据应用于临界孔隙度模型、广义混合模型和一系列经验公式, 评估模型并进行分析。首先验证孔隙度模型的预测情况, 结果如图 19(a)所示。本文计算结果与 M. Amiri 等^[78, 91]一致。

从图 19 中可以看出, 上述基于孔隙度的模型可覆盖较大范围的孔隙度范围, 不同孔隙度范围下, 模型的预测准确度不同, 研究者可根据岩石的孔隙度范围选取合适的计算模型。

具体来看, 各孔隙度模型适用范围不同。对于临界孔隙度模型, 在中高孔隙度(10%~30%)下, 其

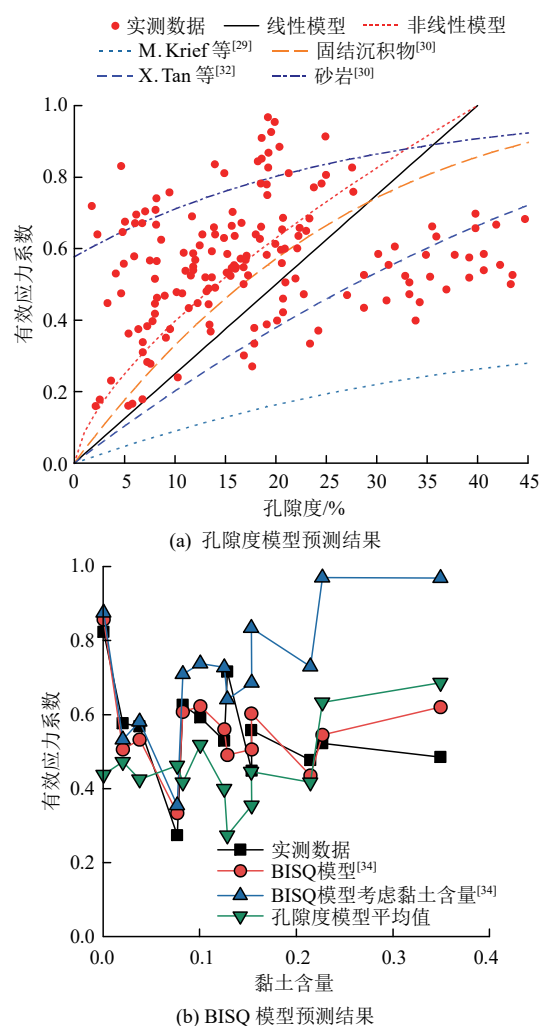
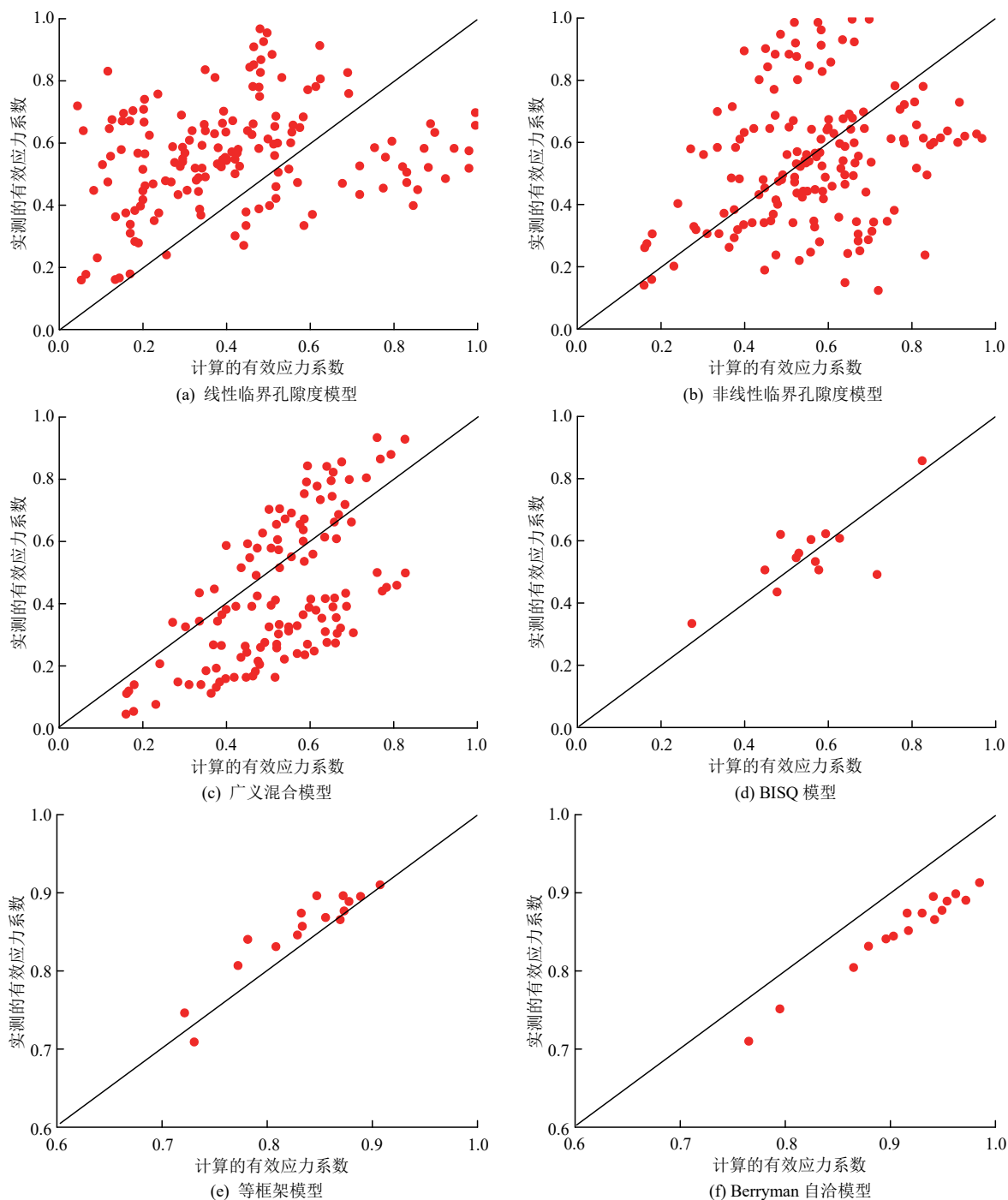


图 19 孔隙度模型和 BISQ 模型预测结果
Fig.19 Porosity model and BISQ model predictions

表现出较好的准确性, 且非线性模型预测结果与实测结果更接近, 这与马中高^[91]研究结果一致; 在低孔隙度(10%以下)下, 临界孔隙度预测结果偏差较大, 这与低孔隙度下微裂隙和黏土含量影响较大相关。除此之外, M. W. Lee 等^[30]提出的指数形式经验公式在低孔隙度下较为准确, 固结沉积物的预测公式适用于中高孔隙度岩石, 而 M. Krief 等^[29]的预测公式预测结果较差, 仅可应用于理想砂岩地层。

以上预测模型仅考虑孔隙度影响, 未考虑孔隙结构, 而广义混合物原则模型^[32]则可考虑孔隙形状与微裂隙等影响, 精度进一步提高, 且可计算岩石各向异性有效应力系数。研究者可根据岩石的孔隙度范围选取合适的计算模型。

值得注意的是, 图 20(a)~(c)中计算结果与实测数据仍存在一定差距。本文将上述差异原因归结为: (1) 模型自身假设: 临界孔隙度模型与其他经验公式未充分考虑岩石孔隙结构影响, 仅基于孔隙度反映孔隙空间大小, 孔隙形状与分布等影响不可

图 20 有效应力系数表征模型结果评估^[34-78]Fig.20 Evaluation of effective stress coefficient characterisation model results^[34-78]

忽略，且简化的推导难以反映有效应力系数与微观结构关系；(2) 岩石基质的压缩性影响：基质压缩性显著影响岩石变形性能与应力分配，而上述模型未涉及岩石基质组成的相关参数。(3) 模型中的参数选取可能存在简化，本文临界孔隙度模型中临界孔隙度固定为 0.4，其余模型参数由文献中所选特定岩样获取，对其他岩样的适用性受限。

上述涉及的模型仅考虑孔隙度及孔隙结构，有效介质模型和 BISQ 模型考虑孔隙流体和岩石基质

的影响，预测精度更高。从图 20(d)~(f)可以看出，有效介质模型和 BISQ 模型预测结果显著优于孔隙度模型。其中，等框架模型预测结果最接近实测数据，Berryman 自洽模型预测结果偏小，这归因于等框架模型中自由参数与孔隙压缩率存在联系。

BISQ 模型预测精度略低于等框架模型，如图 19(b)和 20(f)所示，但较上述的孔隙度模型，BISQ 模型预测结果与实验数据更为接近，在较大黏土范围内均保持较高的准确性，这与模型考虑参数较

多、数据反复迭代计算有关。BISQ 模型涉及孔隙结构、孔隙流体以及岩石基质参数等共 11 个参数, 显著多于孔隙度模型的 1~2 个参数, 因而计算精度更高, 特别是在低孔隙度情况下, 黏土含量和孔隙流体影响显著, BISQ 模型表现出极大优势。

综上, 孔隙度模型所需参数较少、计算简易, 计算时可优先选用, 选择合适的孔隙模型进行计算; 针对致密岩层或计算精度要求较高且测井数据或岩石基本参数完备的情况, 选择等框架模型或者 BISQ 模型计算, 更符合实际需求。

5 有效应力系数影响因素

岩石是复杂的三相多孔介质材料, 有效应力系数作为重要的孔隙弹性参数, 与孔隙结构、孔隙流体、矿物组分等内部因素紧密相关, 且岩石所处外部环境复杂, 温度、应力等外部条件也会对有效应力系数产生影响。已有研究中不仅关注孔隙结构、矿物组分等岩石特性, 还包括温度、压力等外部环境, 各因素分析如下。

5.1 岩石特性影响

岩石由岩石骨架、孔隙空间和孔隙流体组成, 三相性质直接影响岩石受力和孔隙压力的分配, 是影响有效应力系数的根本因素。如图 21 所示, 有效应力的本质是岩石骨架间的接触力, 骨架颗粒接触程度的变化是引起有效应力系数改变的根本原因。

(1) 孔隙度及孔隙结构

岩石的有效应力系数反映孔隙空间对岩石整体变形的贡献, 因此, 孔隙度等孔隙弹性参数与有效应力系数存在密切关系^[22]。

图 22 反映岩石的孔隙结构与有效应力系数之间的关系^[22-23, 103], 从图 22(a)可知, 随着孔隙度的

增加, 有效应力系数呈增长趋势。研究表明, 孔隙率越高, 孔隙所占岩石总体积的比例越大, 骨架颗粒的接触程度越小, 孔隙压缩性越大, 导致岩石的体积模量 K_0 越小, 基于式(12)计算的有效应力系数越大。当孔隙度较大时, 有效应力系数接近 1, 这表明对于疏松的岩土体, 其有效应力可基于太沙基有效应力($\tilde{\sigma} = \sigma - bP$)计算, 这也符合土体有效应力计算的一般规律。此外, 如图 22(b)所示, 渗透率与孔隙率成正相关, 可反映孔隙空间情况, 研究表明, 渗透率与孔隙率对有效应力系数影响效果类似, 随渗透率增大, 有效应力系数增大。

然而, 相较于砂岩、白云岩, 花岗岩、灰岩等孔隙度较小, 属于致密岩石, 其有效应力系数与孔隙度的关系并不明确。一般来讲, 致密岩石, 孔隙空间较小, 岩石骨架颗粒接触较多, 有效应力系数偏小。图 22(a)也存在低孔隙度岩石的有效应力系数较大的情况, 这可能与岩石的孔隙结构与微裂隙的存在相关。图 22(c)和(d)显示了孔隙形状和裂隙的影响。A. P. S. Selvadurai 和 A. P. Suvorov^[103]发现孔隙形状对岩石有效应力系数存在影响, 有效应力系数随着孔隙长径比的降低而降低, 除此之外, 对于各向异性岩石, 其孔隙延伸方向的有效应力系数偏小。X. Tan 等^[101]采用数值方法(离散元)研究了有效应力系数与微观结构的关系, 结果表明, 微裂隙也可看作等效的孔隙空间, 相当于狭长的连同孔隙, 较孔隙结构, 裂缝的影响更为显著, 并指出裂缝与孔隙的分布是引起岩石各向异性的原因。因此, 孔隙长径比及微裂隙的存在可能是影响低孔隙度岩石有效应力系数的主要原因。

有效应力系数的界限与孔隙紧密相关。R. W. Zimmerman 等^[99]提出了基于岩石体积变化和孔隙体积变化定义的有效应力系数范围:

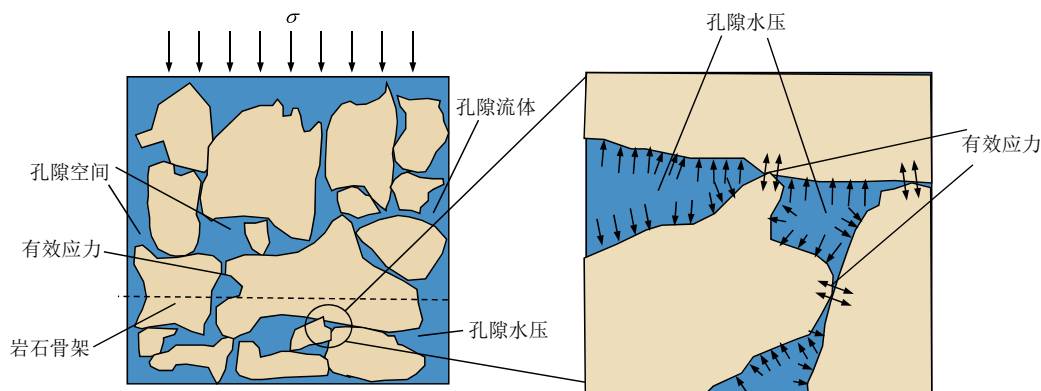


图 21 有效应力原理示意图

Fig.21 Effective stress principle schematic diagram

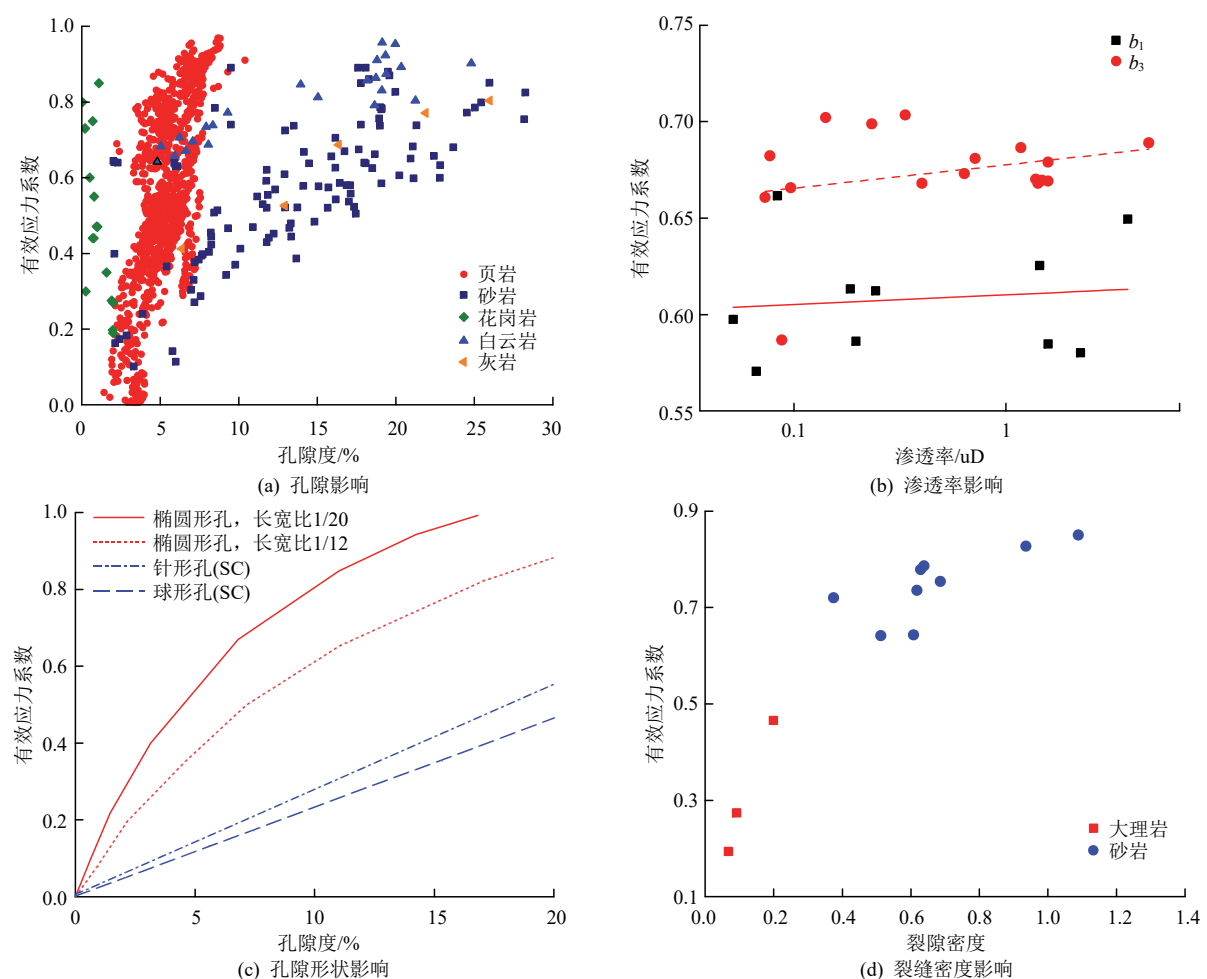


图 22 有效应力系数与孔隙结构的关系^[22-23, 103]

Fig.22 Effective stress coefficient versus pore structure^[22-23, 103]

$$\frac{3\phi}{2+\phi} \leq b \leq 1 \tag{37}$$

$$\frac{1+2\phi}{3} \leq b \leq 1 \tag{38}$$

发现式(38)有高估有效应力系数下限的倾向。

综上，岩石孔隙结构是影响岩石有效应力系数的主导因素，直接反映孔隙压力影响和颗粒接触程度，体现有效应力系数的本质，即表征孔隙空间对岩体变形贡献。

(2) 岩石组分

岩石一般由多种矿物组成，不同矿物的强度存在显著差异，继而影响岩石基质的压缩性，影响有效应力系数。表 5 为常见岩石矿物的体积模量。从表 5 中可以看出，石英、长石等矿物的体积模量显著大于石膏、黏土等矿物，硬质地的矿物含量越高，岩石基质的模量 K_s 相应越高，计算得到的有效应力系数越高。Y. Y. Fang 等^[34-85]对砂岩和页岩的研究验证了这一规律(见图 23)。

矿物组分，除作为基质的组分部分，影响基质的压缩性外，岩石颗粒周围的矿物也会对有效应力

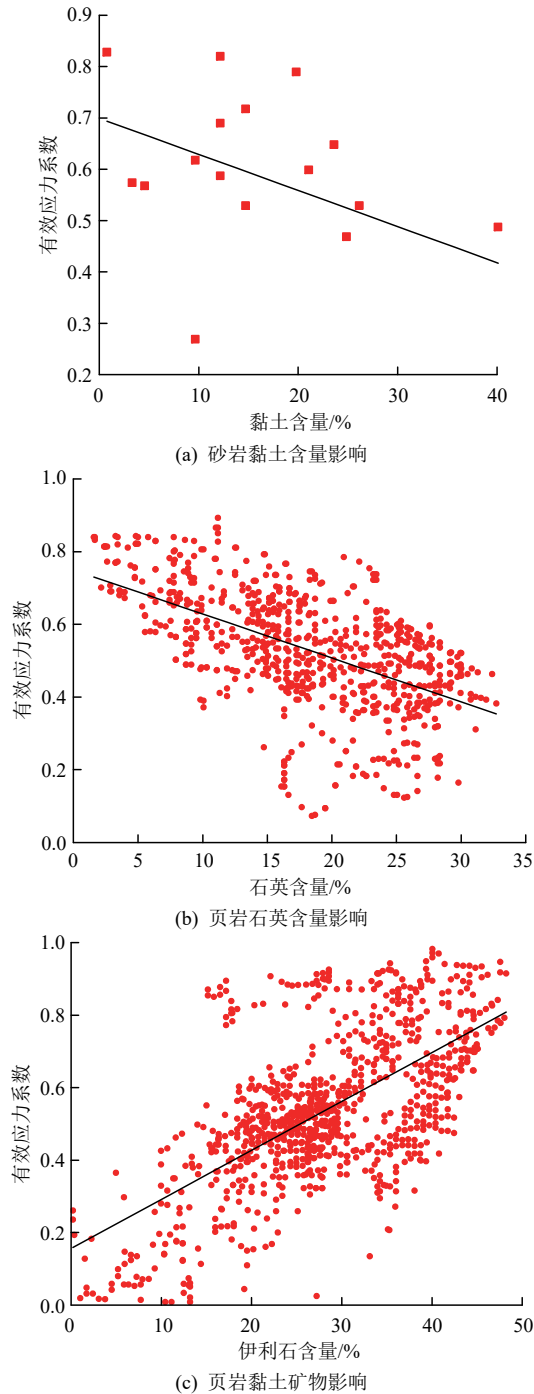
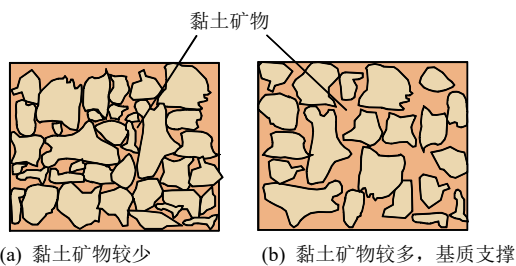
表 5 常见岩石矿物体积模量

Table 5 Bulk modulus of common rock minerals

矿物名称	体积模量/GPa	剪切模量/GPa
石英	37.85	44.30
长石	76.00	26.00
云母	61.00	21.00
钠长石	55.00	29.50
微斜长石	53.80	27.25
正长石	48.15	26.45
伊利石	23.00	8.00
方解石	73.00	32.00
赤铁矿	97.50	92.80
黏土	12.00	6.00

系数产生作用。其中，以黏土矿物影响最为显著。根据 Y. Y. Fang 等^[34-91]研究，主要有 2 种作用机制：

① 改变岩石颗粒接触方式。图 24 为岩石颗粒的 2 种接触方式^[91]，当颗粒间黏土矿物较多时，岩石由颗粒接触转变为基质支撑，颗粒间接触明显减

图 23 矿物组分对有效应力系数影响^[34, 85]Fig.23 Effect of mineral fraction on effective stress coefficient^[34, 85]图 24 不同黏土含量岩石颗粒接触方式^[91]Fig.24 Contact modes of rock particles with different clay contents^[91]

少, 有效应力系数显著增大。

② 影响孔隙内流体流动。黏土分布类型等影响微纳米孔隙, 流体流动过程与骨架壁相互作用, 影响孔隙流体的受力, 对于低渗岩石作用更为显著。

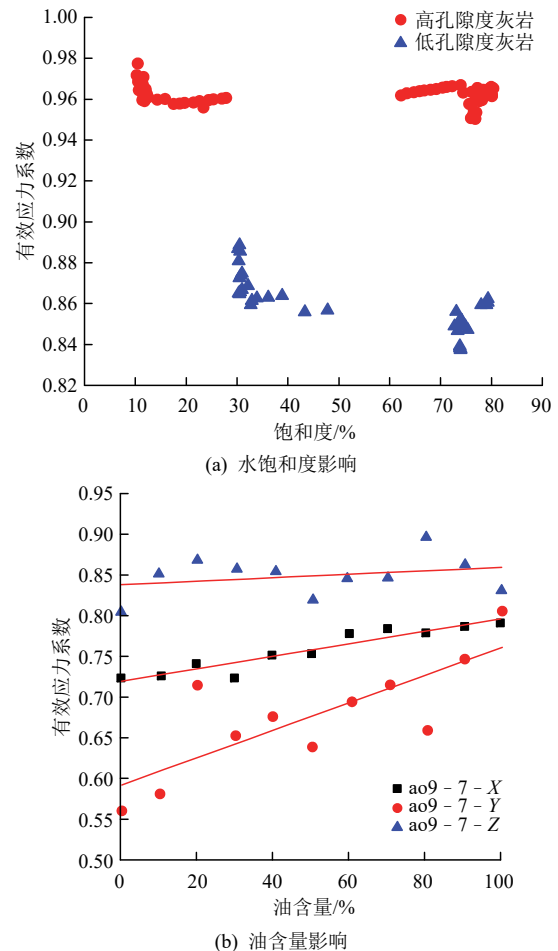
综上, 岩石矿物组成可改变岩石基质的压缩性, 黏附于岩石颗粒表面, 影响颗粒接触方式和孔隙内部流体流动类型, 对有效应力系数影响显著。

(3) 孔隙流体

孔隙压力由孔隙流体传递至岩石骨架, 孔隙流体对孔隙压力的传递与分配影响显著。其作用主要与流体介质、饱和度以及水岩相互作用相关。

对于相同岩石, 孔隙内流体介质不同, 有效应力系数也存在一定差异。一般来说, 水的体积模量大于油, 且远大于气体, 根据有效介质模型, 其饱和和岩芯的强度呈现出相同趋势, 因此, 气藏储层的有效应力系数显著大于油储层和含水储层。

与上述规律相同, 图 25 水饱和度和油含量与有效应力系数的关系^[34, 97]。可以看出, 水饱和度越高, 水占据孔隙的比例越大, 气体含量减小, 有效

图 25 孔隙流体对砂岩有效应力系数影响^[34, 97]Fig.25 Effect of pore fluid on effective stress coefficient^[34, 97]

应力系数越低。当油含量增加时,水含量减小,而油储层有效应力系数大于含水储层,因此,有效应力系数随油含量增加而增大。

除此之外,孔隙流体也会与岩石的矿物发生吸附反应,影响有效应力系数。亲水性强的黏土矿物在水中膨胀会导致强烈的表面吸附反应,从而导致流体体积模量增大和有效应力系数升高;石英和长石等亲油性强的骨架矿物则表现相反^[90]。

孔隙流体与岩石颗粒发生反应,引起水岩相互作用,影响孔隙结构,也会引起有效应力系数的变化。一般来说,在酸性溶液中,岩石中矿物溶解,产生微型孔洞及微裂纹,岩石颗粒接触突起体强度降低,导致有效应力系数增加。碱性及中性溶液则存在矿物溶解与沉淀的竞争效应,突起体强度降低较小,对有效应力系数的影响也较小^[64]。因此,测试时采用惰性气体(氩气等)作为孔隙流体,有利于提高测试精度^[51]。

目前,测试有效应力系数的孔隙流体主要是水,少数研究选取油作为孔隙流体,罕有采用 CO_2 等气体作为孔隙流体的研究。为应对超临界态二氧化碳地热采热、盐穴储氢等工程场景,利用气体作为孔隙流体的岩石有效应力系数的相关研究值得关注。

5.2 外部因素影响

岩石处于复杂外部环境中,温度、应力等外部条件变化,诱发岩石内部结构改变,影响有效应力系数。另外,测试过程中的加载条件也会对测试结果造成影响。因此,有效应力系数与应力、加载速率、温度等外部条件密切相关,主要包括以下因素。

(1) 压力

压力是岩石的关键影响因素,围压控制着多孔岩石的变形,其与孔隙压力的共同作用决定了岩石的最终响应。压力对岩石孔隙形态和微裂隙的闭合程度等具有关键性作用,影响有效应力系数。

图 26 为岩石受压过程中孔隙与裂隙的变化情况,岩石受压过程中,孔隙减小,且微裂隙闭合,孔隙水压作用减小,最终导致岩石颗粒接触率增加,

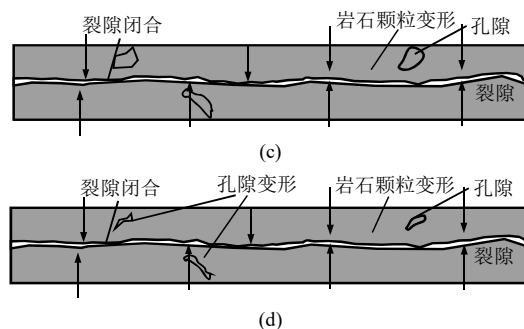
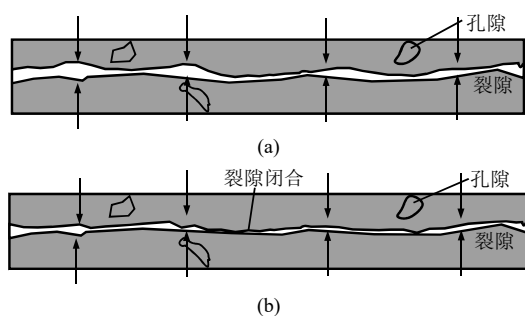
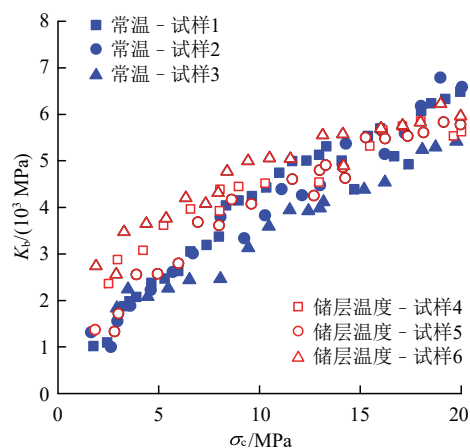


图 26 岩石受压过程中孔隙与裂隙变化情况^[104]

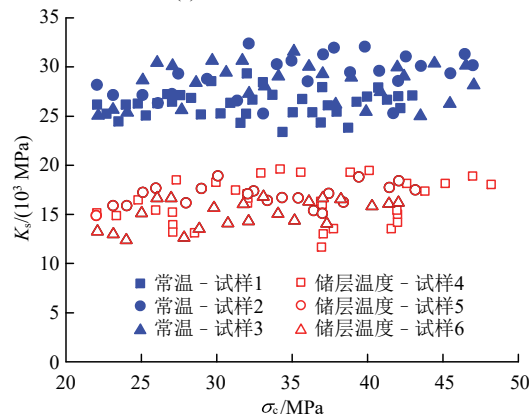
Fig.26 Pore and fracture changes during compression of rock^[104]

有效应力系数降低。

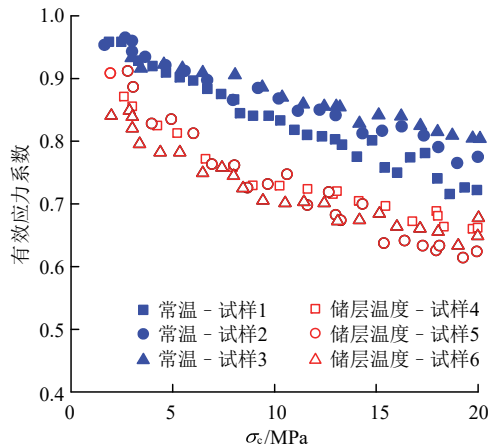
关于应力对有效应力系数的影响,目前已有不少研究,图 27 显示了不同围压下碳酸盐岩和砂岩有效应力系数变化情况。研究表明,当围压升高、孔压降低时,即太沙基有效应力升高时,有效应力系数会随之降低。具体来说,岩石承受有效应力越大,岩石内部的微观裂隙闭合,压缩性增大,相应岩石体积模量 K_b 增大,导致有效应力系数降低^[2, 5, 60]。除此之外, H. Salemi 等^[5]从渗透率角度进行了解释,发现渗透率与有效应力系数具有明显的相关性,验证了上述假设。



(a) 岩石体积模量变化



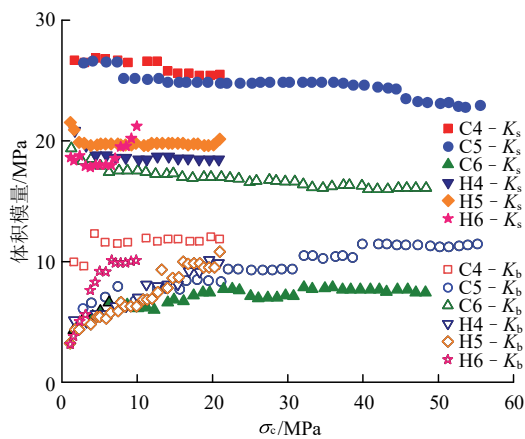
(b) 基质模量变化



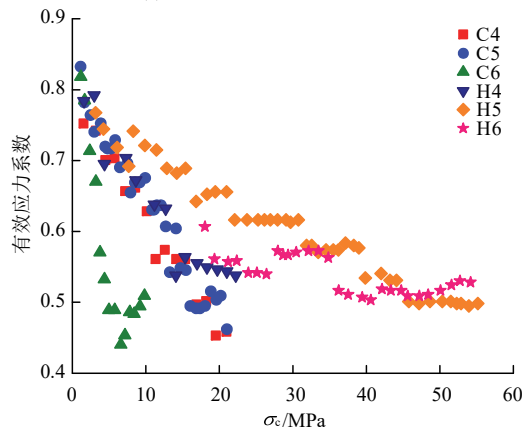
(c) 有效应力系数变化

图27 围压和温度对碳酸盐岩有效应力系数的影响^[13]Fig.27 Influence of confining pressure on the effective stress coefficient of carbonate rocks^[13]

应力对岩石有效应力系数的影响与岩石孔隙度相关。图28为不同孔隙度的砂岩体积模量和有效应力系数与压力的关系^[60], 研究表明, 不同围压下, 低孔隙度岩石体积模量 K_b 变化较大, 因此, 有效应力系数变化更为显著。



(a) 岩石和基质体积模量变化

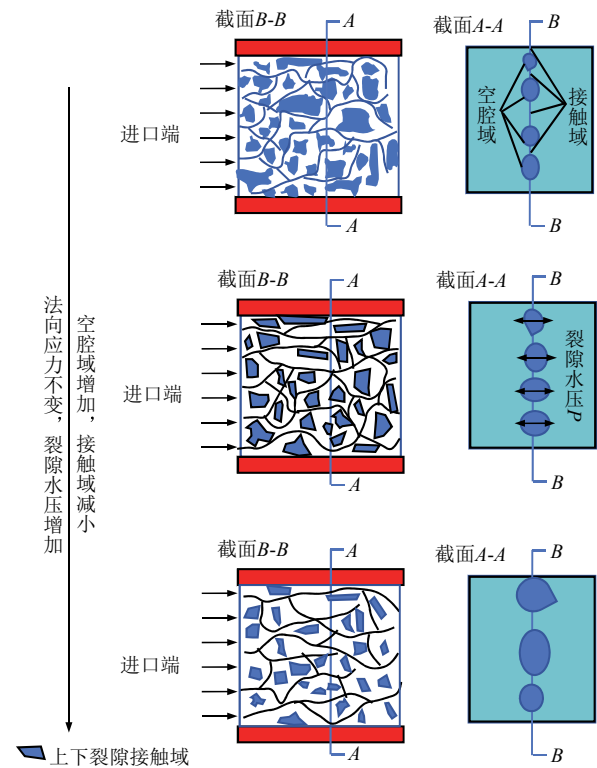
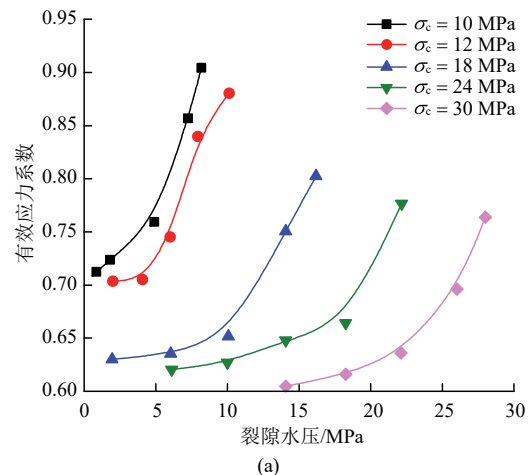


(b) 围压影响

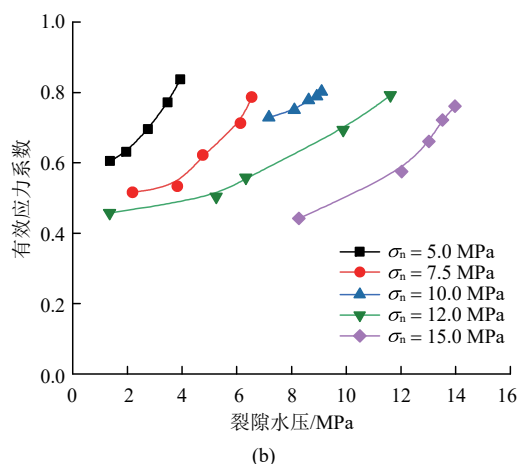
图28 围压对不同孔隙度砂岩有效应力系数的影响^[60]Fig.28 Influence of confining pressure on the effective stress coefficient of sandstone with different porosities^[60]

上述结果也得到程远方等^[22]的验证, 并且从孔隙结构方面对此做出解释: 低孔隙度岩石主要分布的是微裂隙, 喉道多呈弯状或片状, 受压时裂隙易闭合, 因此, 低孔隙度岩石有效应力系数的应力敏感性远大于中高孔隙岩石, 验证了上述结果。

此外, 对于裂隙岩石, 围压和渗透水压主要影响空腔率和接触率, 进而影响有效应力系数。结合图27, 28可以看出, 当围压增加时, 裂隙闭合, 空腔率降低, 裂隙接触率下降, 有效应力系数减小。从图29, 30可以看出, 裂隙水压升高, 裂隙面扩张, 裂隙连通域增大, 且当裂隙水压增大至一定程度, 有效应力系数增长变化更为明显^[62]。图中, 裂隙水压指裂隙中的孔隙压力。

图29 裂隙水压影响机制^[62]Fig.29 Mechanisms affecting fracture water pressure^[62]

(a)

图 30 裂隙水压对岩石有效应力系数的影响^[62]Fig.30 Influence of fracture water pressure on the effective stress coefficient of rocks^[62]

上述研究施加的压力较小, 多数研究最高围压不超过 60 MPa, 孔隙压力小于 40 MPa。然而, 当前深部地层地应力和孔压较高, 压力往往超过 100 MPa, 超高围压和孔压条件下的有效应力演变机制亟待研究。

综上, 应力大小可改变岩石颗粒的接触程度, 对有效应力系数的测试影响显著。测试过程中, 应选择与地层应力条件相近的围压和孔压, 以获取准确的有效应力系数。

(2) 加载速率

加载速率往往会对岩石有效应力系数测试产生很大影响, 这与有效应力系数的本质相关, 有效应力系数反映孔隙流体对岩体变形的贡献。

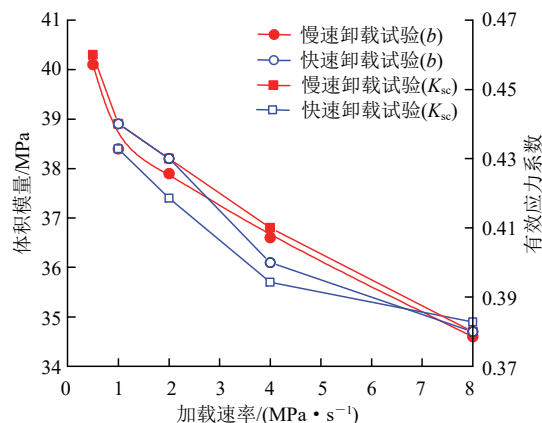
实验过程中, 当加载速率极高时, 岩芯内局部流体没有足够的时间流动, 因此, 在孔隙流体压力的贡献下, 岩石表现得非常坚硬, 由此得到的有效应力系数较小; 而当加载速率较低时, 岩石“排水”模量形式发生改变, 使得岩石相对“柔软”, 有效应力系数也相对较大^[22]。

A. Nowakowski^[87]研究了围压加卸载速率对 K_s 和有效应力系数的影响(见图 31)。研究表明, 有效应力系数随加载速率增加而降低, 并采用滤过作用进行解释, 即由于孔隙流体与外界流体的交换, 使得内外压力平衡, 起到类似“减震器”的作用, 减少岩体的突发变形。

因此, 为获取稳定的有效应力系数, 应控制测试时的围压及孔隙压力的加载速率, 一般控制加载速率在 0.005~0.05 MPa/s, 获得的结果较为稳定。

(3) 温度

已有研究表明, 温度是影响岩石有效应力系数

图 31 加载速率对砂岩有效应力系数影响^[87]Fig.31 Effect of loading rate on effective stress coefficient of sandstone^[87]

的重要因素, 总体来说, 岩石的有效应力系数随温度升高而降低作用机制如下: ① 温度改变岩石的成岩矿物特性; ② 热应力导致的微裂纹对岩石强度劣化效应。图 32 为温度对有效应力系数的影响机制。

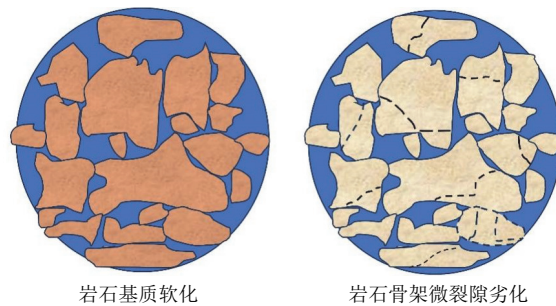
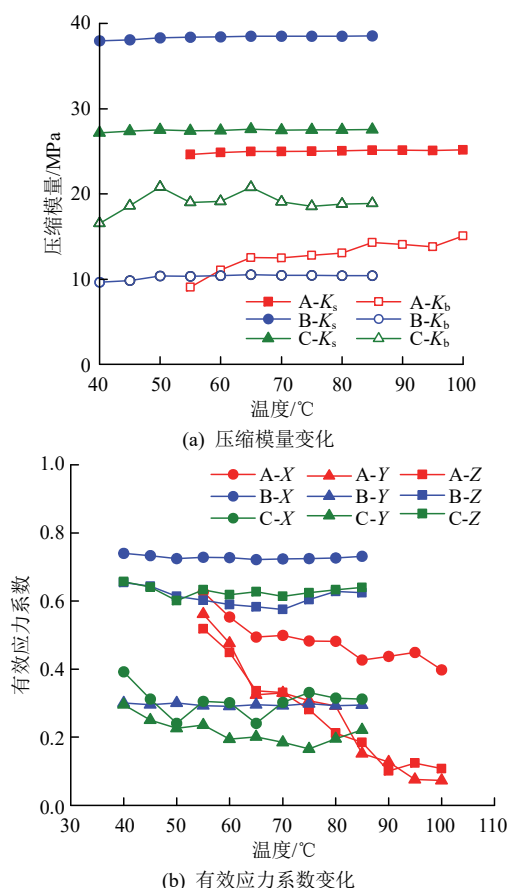
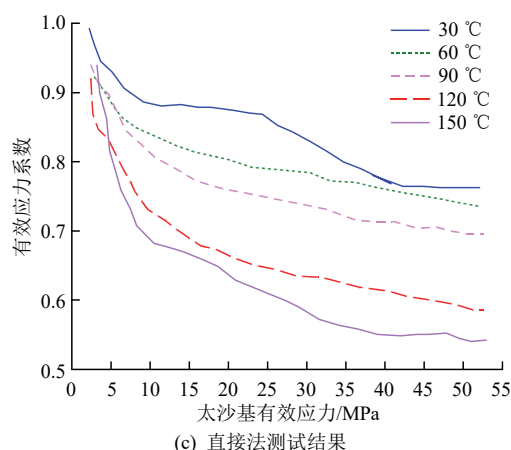
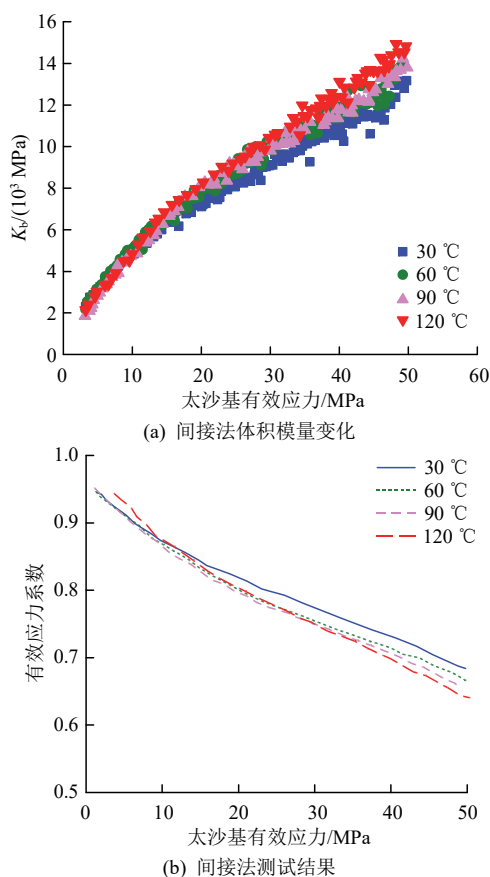


图 32 温度对有效应力系数的影响机制

Fig.32 Mechanism of temperature effect on effective stress coefficient

图 27 为碳酸盐岩在储层温度(90 °C)与常温下有效应力系数的变化, 从图中可以看出, 高温下的有效应力系数显著低于常温条件, 原因是温度升高导致岩石矿物颗粒软化, 基质模量 K_s 下降, 同时, 岩石体积模量 K_0 增加, 有效应力系数随之减小^[13]。D. Knez 等^[60,90]改变砂岩的温度测试有效应力系数, 结果类似(见图 33), 有效应力系数随温度升高而降低。

一些学者还研究了温度与压力共同作用下的岩石有效应力系数的变化规律。如, A. Hassanzadegan 等^[105]研究了温度和应力对直接法和间接法测试砂岩有效应力系数的影响(见图 34), 结果表明, 在低应力区, 温度的体积效应占主导地位, 岩石颗粒软化, 随着温度的升高, 有效应力系数也随之增大; 在高应力区, 压力效应更显著, 岩石硬化, 孔隙和

图 33 砂岩有效应力系数与温度的关系^[90]Fig.33 Effective stress coefficient of sandstone as a function of temperature^[90]图 34 砂岩有效应力系数与有效应力、温度的关系^[105]Fig.34 Effective stress coefficient versus effective stress and temperature in sandstone^[105]

裂隙闭合, 有效应力系数降低。此外, 温度对不同测试方法的影响不同, 发现温度对间接法(排水法)测试结果影响不大, 然而, 直接法(体积 - 孔隙体积变化法)对温度更为敏感, 温度由 30 °C 升至 120 °C, 测试结果由 0.76~1 降低至 0.54~0.94。

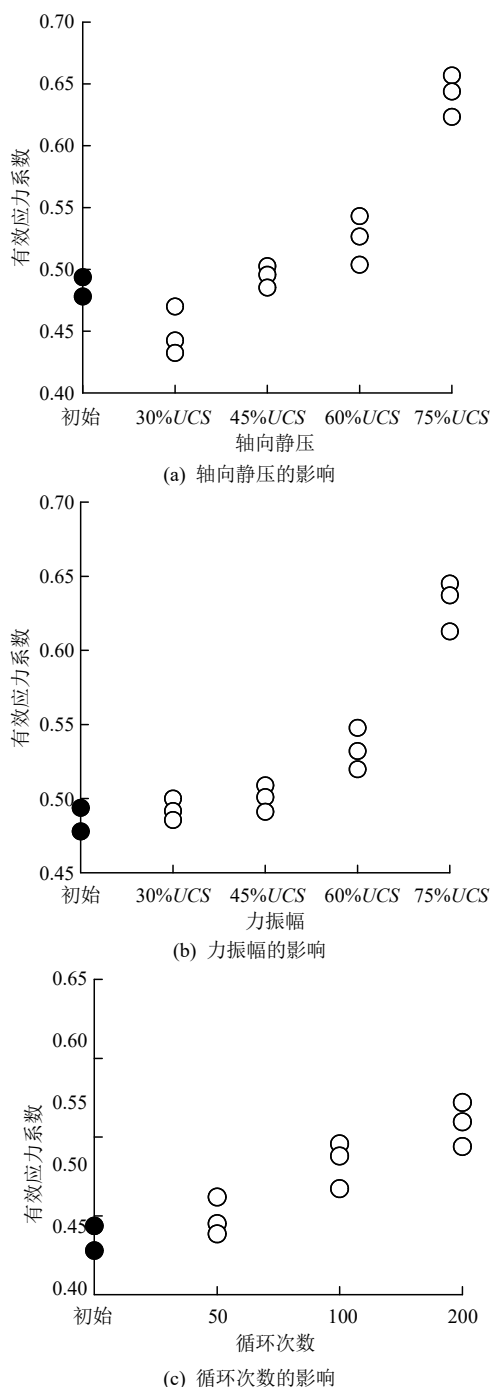
以往研究的有效应力系数测试过程中, 温度多在 100 °C 以下, 而超深层地层的温度往往超过 150 °C, 超高温下有效应力系数测试, 常采用高温热处理冷却后的试样进行测试^[106], 难以真实反映地层有效应力系数的变化规律, 因此, 有必要开展实时高温下的有效应力系数研究。

考虑到深部与浅部岩层温度差异, 其有效应力系数变化规律不同, 为精确获取有效应力系数, 测试时应考虑温度影响, 测试温度应保持与地层温度一致。

(4) 动态扰动

岩体工程中, 爆破、钻孔、岩石切割、地震、硐室开挖等动态扰动易对岩石结构造成影响, 引起流固耦合参数的变化。

循环荷载形式的动态扰动对有效应力系数的影响, 已有相关研究。一般来说, 动态扰动主要通过诱发岩石内部微裂隙的扩展, 改变岩石的内部孔隙结构和渗流通道, 影响有效应力系数。如图 35 所示, 温宏平等^[65]对动态扰动后的花岗岩的有效应力系数进行测试, 研究表明, 随着循环次数、轴向静压和力振幅的增加, 有效应力系数增加, 且存在迅速增加的阈值(65%~75%)UCS, 其中, UCS 为无侧限抗压强度。并基于损伤累积理论做出解释: 加载应力超过一定应力水平后, 裂纹扩展耗能急剧增加, 损伤显著增大, 是造成有效应力系数迅速增加的原因。

图 35 动态扰动对花岗岩有效应力系数的影响^[65]Fig.35 Effect of dynamic disturbance on the effective stress coefficient of granite^[65]

然而,上述研究仅是动态扰动后岩样的有效应力系数的变化规律,对于动态扰动下的实时有效应力系数研究,由于测试方法和设备限制,孔压难以及时传递,尚未开展相关研究,这将会是日后研究的难点问题。

综上所述,作用于岩样上的温度、应力、动态扰动等仅是导致岩样内部结构发生变化的诱因,岩石的有效应力系数归根到底是由其内部结构(孔隙

度、岩石组分、流体介质、孔隙结构等)决定的。

6 结论与展望

深部岩石工程中岩石有效应力的获取至关重要,不仅指导水压致裂过程,影响油气、地热等能源开采活动,还与地面沉降、诱发地震、堤坝溃坝等工程岩体灾害密切相关。岩石有效应力系数作为分析有效应力场的关键参数受到广泛关注。本文对岩石有效应力系数测试方法、表征模型、影响因素等文献进行归纳,得到以下结论:

(1) 目前岩石有效应力系数主要通过室内试验测得,其中,各向同性测试方法中,排水法精度高,对设备要求较低,适用于所有孔隙度范围,可用于验证其他方法准确性;恒定体积法和孔隙-体积变形法对设备精度要求较高,适用于中高孔隙度岩石;各向异性测试方法中,刚度系数法精度较高,可获取横向各向同性地层的有效应力系数,声波法计算快捷,但误差较大,经排水法校准后,也可由测井数据获取有效应力系数;裂隙岩石测试方法为等效有效应力系数法,将裂隙空腔等效为孔隙,适用于含裂隙的岩石;致密岩石方法包括 Cross-plotting 法、响应面法和矿物方法,推荐采用 Cross-plotting 法,操作简便,精度也满足测试要求。

(2) 岩石有效应力系数表征模型主要包括临界孔隙度模型、广义混合物模型、有效介质模型和 BISQ 模型。其中,对于中高孔隙度的一般岩石,推荐采用临界孔隙度模型,精度较高,且仅需孔隙度和临界孔隙度 2 个参数。然而,对于致密岩石、含裂隙岩石、流体流动类型不可忽略等情况,广义混合模型、BISQ 模型和等效框架模型更为精确,但所需参数较多,计算工作量也较大。上述模型难以考虑所有的影响因素,计算模型与实测结果均有一定差距。

(3) 有效应力系数受到岩石内部因素和外部条件共同影响。内部因素是本质原因,包括孔隙度及孔隙结构、矿物组分以及孔隙流体类型,其中孔隙度影响最为显著,微裂隙、黏土含量等对低孔隙度岩石影响较大;温度、压力等外部因素诱发岩石内部因素改变,导致微裂隙闭合情况以及基质矿物强度变化,影响有效应力系数。

(4) 目前,岩石有效应力系数研究已取得许多

进展。但由于深部岩石所处复杂地质环境以及岩石本身的复杂性, 仍有许多问题亟待解决。其中, 复杂应力扰动下的有效应力系数的精确获取、超高温高压条件下有效应力系数的演变机制以及工程岩体有效应力系数的确定等是未来研究的重点问题。

参考文献(References):

- [1] FAN X, LI G, SHAH S N, et al. Analysis of a fully coupled gas flow and deformation process in fractured shale gas reservoirs[J]. *Journal of Natural Gas Science and Engineering*, 2015, 27(part_P2): 901 - 913.
- [2] ZAMANI M A M, KNEZ D. Experimental investigation on the relationship between Biot's coefficient and hydrostatic stress for enhanced oil recovery projects[J]. *Energies*, 2023, 16(13): 4 999.
- [3] SELVADURAI A P S, ZHANG D, KANG Y. Permeability evolution in natural fractures and their potential influence on loss of productivity in ultra-deep gas reservoirs of the Tarim Basin, China[J]. *Journal of Natural Gas Science and Engineering*, 2018, 58(Supp.1): 162 - 177.
- [4] VILARRASA V, OLIVELLA S, CARRERA J. Geomechanical stability of the caprock during CO₂ sequestration in deep saline aquifers[J]. *Energy Procedia*, 2011, 4(22): 5 306 - 5 313.
- [5] SALEMI H, IGLAUER S, REZAGHOLILOU A, et al. Laboratory measurement of Biot's coefficient and pore pressure influence on poroelastic rock behaviour[J]. *The APPEA Journal*, 2018, 58(1): 182.
- [6] LIS, LI X, ZHANG D. A fully coupled thermo-hydro-mechanical, three-dimensional model for hydraulic stimulation treatments[J]. *Journal of Natural Gas Science and Engineering*, 2016, 34(2016): 64 - 84.
- [7] ROSHAN H, RAHMAN S S. Analysis of pore pressure and stress distribution around a wellbore drilled in chemically active elastoplastic formations[J]. *Rock Mechanics and Rock Engineering*, 2011, 44(5): 541 - 552.
- [8] LUO X, WERE P, LIU J, et al. Estimation of Biot's effective stress coefficient from well logs[J]. *Environmental Earth Sciences*, 2015, 73(11): 7 019 - 7 028.
- [9] LI X, FENG Y, E L MOHTAR C S, et al. Transient modeling of borehole breakouts: a coupled thermo-hydro-mechanical approach[J]. *Journal of Petroleum Science and Engineering*, 2019, 172(000): 1 014 - 1 024.
- [10] WESSLING S, JUNKER R, RUTQVIST J, et al. Pressure analysis of the hydromechanical fracture behaviour in stimulated tight sedimentary geothermal reservoirs[J]. *Geothermics*, 2009, 38(2): 211 - 226.
- [11] GUO R, XU H, PLÚA C, et al. Prediction of the thermal-hydraulic-mechanical response of a geological repository at large scale and sensitivity analyses[J]. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences*, 2020, 136(3/4): 104484.
- [12] 胡大伟, 周 辉, 谢守益, 等. 大理岩破坏阶段 Biot 系数研究[J]. *岩土力学*, 2009, 30(12): 3 727 - 3 732.(HU Dawei, ZHOU Hui, XIE Shouyi, et al. Study of Biot's coefficients of marble during plastic deformation phase[J]. *Rock and Soil Mechanics*, 2009, 30(12): 3 727 - 3 732.(in Chinese))
- [13] ASADOLLAHPOUR E, EZAZI M, MOSTAFAVI I, et al. Biot's coefficient determination of carbonate reservoir rocks by using static and dynamic experimental tests at ambient and reservoir temperatures—A case study from Iran carbonate field[J]. *Journal of Petroleum Science and Engineering*, 2021, 196(2021): 108061.
- [14] KASANI H A, SELVADURAI A P S. A review of techniques for measuring the Biot coefficient and other effective stress parameters for fluid-saturated rocks[J]. *Applied Mechanics Reviews*, 2023, 75(2): 020801.
- [15] BIOT M A. General theory of three-dimensional consolidation[J]. *Journal of Applied Physics*, 1941, 12(2): 155 - 164.
- [16] SAURABH S, HARPALANI S. The effective stress law for stress-sensitive transversely isotropic rocks[J]. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences*, 2018, 101(2018): 69 - 77.
- [17] YU B, ZHANG D, LI S, et al. Biot's coefficient and permeability evolution of damaged anisotropic coal subjected to true triaxial stress[J]. *Rock Mechanics and Rock Engineering*, 2023, 56(1): 237 - 260.
- [18] GEERTSMA J. The effect of fluid pressure decline on volumetric changes of porous rocks[J]. *Transactions of the AIME*, 1957, 210(1): 331 - 340.
- [19] TODD T, SIMMONS G. Effect of pore pressure on the velocity of compressional waves in low-porosity rocks[J]. *Journal of Geophysical Research*, 1972, 77(20): 3 731 - 3 743.
- [20] WALSH J B. Effect of pore pressure and confining pressure on fracture permeability[J]. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences and Geomechanics Abstracts*, 1981, 18(5): 429 - 435.
- [21] 徐 欣, 王 伟, 胡明毅, 等. 中孔中渗砂岩储层 Biot 系数测试方法对比研究[J]. *石油钻探技术*, 2018, 46(2): 109 - 114.(XU Xin, WANG Wei, HU Mingyi, et al. Comparison and study over the Biot coefficients test methods in medium porosity and medium permeability sandstone reservoirs[J]. *Petroleum Drilling Techniques*, 2018, 46(2): 109 - 114.(in Chinese))
- [22] 程远方, 程林林, 黎 慧, 等. 不同渗透性储层 Biot 系数测试方法研究及其影响因素分析[J]. *岩石力学与工程学报*, 2015, 34(增 2): 3 998 - 4 004.(CHENG Yuanfang, CHENG Linlin, LI Hui, et al.

- Research on testing methods of Biot coefficient in reservoir with different permeability and its influencing factors[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2015, 34(Supp.2): 3 998 – 4 004.(in Chinese))
- [23] HE J, RUI Z, LING K. A new method to determine Biot's coefficients of Bakken samples[J]. Journal of Natural Gas Science and Engineering, 2016, 35: 259 – 264.
- [24] SELVADURAI P, SELVADURAI P A, NEJATI M. A multi-phasic approach for estimating the Biot coefficient for Grimsel granite[J]. Solid Earth, 2019, 10(6): 2 001 – 2 014.
- [25] CHENG Z Y, CHEN Z, DONG W, et al. Effects of fracture filling ratio and confining stress on the equivalent effective stress coefficient of rocks containing a single fracture[J]. International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences, 2022, 160(2022): 105239.
- [26] ZHOU X J, GHASSEMI A. Poroelastic properties of sierra white granite[J]. Rock Mechanics and Rock Engineering, 2024, 57(10): 7 777 – 7 793.
- [27] ASEMP, DETOURNAY E, HUANG H, et al. Saturating a tight rock and measuring its hydromechanical response[J]. Rock Mechanics and Rock Engineering, 2024, 57(12): 10 385 – 10 398.
- [28] 贾利春. 横观各向同性页岩动、静态有效应力系数试验研究[J]. 岩石力学与工程学报, 2023, 42(增 2): 4 130 – 4 139.(JIA Lichun. Experimental investigation on dynamic and static Biot coefficients of transversely isotropic shale[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2023, 42(Supp.2): 4 130 – 4 139.(in Chinese))
- [29] KRIEF M, GARAT J, STELLINGWERFF J, et al. A petrophysical interpretation using the velocities of P and S waves(full-waveform sonic)[J]. Log Analyst, 1990, 31(6): 355 – 369.
- [30] LEE M W. Biot-Gassmann theory for velocities of gas hydrate-bearing sediments[J]. Geophysics, 2002, 67(6): 1 711 – 1 719.
- [31] NURA, MAVKO G, DVORKIN J, et al. Critical porosity: A key to relating physical properties to porosity in rocks[J]. The Leading Edge, 1998, 17(3): 357 – 362.
- [32] TAN X, KONIETZKY H. Numerical study of variation in Biot's coefficient with respect to microstructure of rocks[J]. Tectonophysics, 2014, 610(6): 159 – 171.
- [33] OLSEN C, HEDEGAARD K, FABRICIUS I L, et al. Prediction of Biot's coefficient from rock-physical modeling of North Sea chalk[J]. Geophysics, 2008, 73(2): E89 – E96.
- [34] FANG Y Y, SHI Y, SHENG Y, et al. Modeling of Biot's coefficient for a clay-bearing sandstone reservoir[J]. Arabian Journal of Geosciences, 2018, 11(12): 302.
- [35] TERZAGHI K. Die berechnung der durchlassigkeitzifer des tones aus dem verlauf der hydrodynamischen spannungserscheinungen[J]. Mathematisch-naturwissenschaftliche, 1923, (132): 125 – 138.
- [36] BIOT M A. Le problème de la consolidation des matières argileuses sous une charge[J]. Annales de la Société Scientifique de Bruxelles, 1935, (B55): 110 – 113.
- [37] BIOT M A. Mechanics of deformation and acoustic propagation in porous media[J]. Journal of Applied Physics, 1962, 33(4): 1 482 – 1 498.
- [38] RICE J R, CLEARY M P. Some basic stress diffusion solutions for fluid-saturated elastic porous media with compressible constituents[J]. Reviews of Geophysics, 1976, 14(2): 227 – 241.
- [39] CHENG A H D. Material coefficients of anisotropic poroelasticity[J]. International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences, 1997, 34(2): 199 – 205.
- [40] COUSSY O. Mechanics of porous continua[M]. Chichester: Wiley, 1995: 80 – 96.
- [41] DETOURNAY E, CHENG A H D. Fundamentals of poroelasticity[M]. Oxford, US: Pergamon Press, 1993: 113 – 171.
- [42] CROCHET M J, NAGHDI P M. On constitutive equations for flow of fluid through an elastic solid[J]. International Journal of Engineering Science, 1966, 4(4): 383 – 401.
- [43] MORLAND L W. A simple constitutive theory for a fluid-saturated porous solid[J]. Journal of Geophysical Research, 1972, 77(5): 890 – 900.
- [44] ATKIN R J, CRAINE R E. Continuum theories of mixtures: basic theory and historical development[J]. The Quarterly Journal of Mechanics and Applied Mathematics, 1976, 29(2): 209 – 244.
- [45] BOWEN R M. Compressible porous media models by use of the theory of mixtures[J]. International Journal of Engineering Science, 1982, 20(6): 697 – 735.
- [46] KATSUBE N, CARROLL M M. The modified mixture theory for fluid-filled porous materials: theory[J]. Journal of Applied Mechanics, 1987, 54(1): 35 – 40.
- [47] COUSSY O, DORMIEUX L, DETOURNAY E. From mixture theory to biot's approach for porous media[J]. International Journal of Solids and Structures, 1998, 35(34/35): 4 619 – 4 635.
- [48] BLÖCHER G, REINSCH T, HASSANZADEGAN A, et al. Direct and indirect laboratory measurements of poroelastic properties of two consolidated sandstones[J]. International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences, 2014, 67(67): 191 – 201.
- [49] LING K, HE J, PEI P, et al. Comparisons of Biot's Coefficients of Bakken Core Samples Measured by Three Methods[C]// 50th U.S. Rock Mechanics/Geomechanics Symposium. [S. l.]: [s. n.], 2016: ARMA-2016 – 030.
- [50] 夏宏泉, 彭 梦, 宋二超. 岩石各向异性 Biot 系数的获取方法及应

- 用[J]. 测井技术, 2019, 43(5): 478 - 483.(XIA Hongquan, PENG Meng, SONG Erchao. Calculating method and application of rock anisotropic Biot coefficient[J]. Well Logging Technology, 2019, 43(5): 478 - 483.(in Chinese))
- [51] MAX, ZOBACK M D. Laboratory experiments simulating poroelastic stress changes associated with depletion and injection in low-porosity sedimentary rocks[J]. Journal of Geophysical Research: Solid Earth, 2017, 122(4): 2 478 - 2 503.
- [52] RAMOS DA SILVA M, SCHROEDER C, VERBRUGGE J C. Poroelastic behaviour of a water-saturated limestone[J]. International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences, 2010, 47(5): 797 - 807.
- [53] AHMED S, MÜLLER TM, MADADI M, et al. Drained pore modulus and Biot coefficient from pore-scale digital rock simulations[J]. International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences, 2019, 114: 62 - 70.
- [54] 卢应发, 周盛沛, 田 斌, 等. 岩石与水相互作用的能量原理和 Biot 系数[J]. 岩土力学, 2005, 26(增 2): 69 - 72.(LU Yingfa, ZHOU Shengpei, TIAN Bin, et al. Energy principle of rock and water interaction and Biot coefficient[J]. Rock and Soil Mechanics, 2005, 26(Supp.2): 69 - 72.(in Chinese))
- [55] SHAO J F. Poroelastic behaviour of brittle rock materials with anisotropic damage[J]. Mechanics of Materials, 1998, 30(1): 41 - 53.
- [56] HU DW, ZHOU H, ZHANG F, et al. Evolution of poroelastic properties and permeability in damaged sandstone[J]. International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences, 2010, 47(6): 962 - 973.
- [57] 董丙响, 程远方, 刘钰川, 等. 页岩气储层岩石物理性质[J]. 西安石油大学学报: 自然科学版, 2013, 28(1): 25 - 28.(DONG Bingxiang, CHENG Yuanfang, LIU Yuchuan, et al. Shale gas reservoir petrophysical properties[J]. Xi'an Shiyou University: Natural Science, 2013, 28(1): 25 - 28.(in Chinese))
- [58] GASSMANN F. Elastic waves through a packing of spheres[J]. Geophysics, 1951, 16(4): 673 - 685.
- [59] 李 卉, 魏臣兴, 俞宏伟, 等. 基于声波测试法对鹰滩页岩各向异性分析[J]. 地质与勘探, 2022, 58(6): 1 291 - 1 299.(LI Fen, WEI Chenxing, YU Hongwei, et al. Anisotropic properties of the Eagle Ford shale by ultrasonic velocity measurements[J]. Geology and Exploration, 2022, 58(6): 1 291 - 1 299.(in Chinese))
- [60] KNEZ D, ZAMANI M A M. Empirical formula for dynamic biot coefficient of sandstone samples from South-West of Poland[J]. Energies, 2021, 14(17): 5 514.
- [61] TSANG Y W, WITHERSPOON P A. Hydromechanical behavior of a deformable rock fracture subject to normal stress[J]. Journal of Geophysical Research: Solid Earth, 1981, 86(B10): 9 287 - 9 298.
- [62] 陈跃都, 梁卫国, 杨健锋, 等. 含水压粗糙岩石裂隙有效应力规律研究[J]. 岩石力学与工程学报, 2018, 37(增 2): 3 850 - 3 860.(CHEN Yuedu, LIANG Weiguo, YANG Jianfeng, et al. Study on the effective stress characteristic of rough rock fractures with water pressure[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2018, 37(Supp.2): 3 850 - 3 860.(in Chinese))
- [63] 谢 妮, 徐礼华, 邵建富, 等. 法向应力和水压力作用下岩石单裂隙水力耦合模型[J]. 岩石力学与工程学报, 2011, 30(增 2): 3 796 - 3 803.(XIE Ni, XU Lihua, SHAO Jianfu, et al. Coupled hydro mechanical modeling of rock fractures subject to both normal stress and fluid pressure[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2011, 30(Supp.2): 3 796 - 3 803.(in Chinese))
- [64] 赵志宏. 岩石裂隙水 - 岩作用机制与力学行为研究[J]. 岩石力学与工程学报, 2021, 40(增 2): 3 063 - 3 073.(ZHAO Zhihong. Study on water-rock interaction and mechanical behaviors of single rock fractures[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2021, 40(Supp.2): 3 063 - 3 073.(in Chinese))
- [65] 温宏平, 李炜光, 王旭昊, 等. 动态循环加载下花岗岩孔渗参数演化规律[J]. 工程科学与技术, 2022, 54(5): 119 - 128.(WEN Hongping, LI Weiguang, WANG Xuhao, et al. Evolution law of granite porosity-permeability parameters under dynamic cyclic loading[J]. Advanced Engineering Sciences, 2022, 54(5): 119 - 128.(in Chinese))
- [66] 李 尧, 王 伟, 王如宾, 等. 考虑渗压的二长花岗岩流变损伤本构模型研究[J]. 河北工程大学学报: 自然科学版, 2020, 37(1): 30 - 34.(LI Yao, WANG Wei, WANG Rubin, et al. Study on rheological damage model of monzogranites with permeation pressure considered[J]. Journal of Hebei University of Engineering: Natural Science, 2020, 37(1): 30 - 34.(in Chinese))
- [67] 乔丽苹, 王者超, 李术才. 基于 Tight gas 致密砂岩储层渗透率的有效应力特性研究[J]. 岩石力学与工程学报, 2011, 30(7): 1 422 - 1 427.(QIAO Liping, WANG Zhechao, LI Shucai. Effective stress law for permeability of tight gas reservoir sandstone[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2011, 30(7): 1 422 - 1 427.(in Chinese))
- [68] 朱维耀, 马东旭. 页岩储层有效应力特征及其对产能的影响[J]. 天然气地球科学, 2018, 29(6): 845 - 852.(ZHU Weiyao, MA Dongxu. Effective stress characteristics in shale and its effect on productivity[J]. Natural Gas Geoscience, 2018, 29(6): 845 - 852.(in Chinese))
- [69] 李 闽, 肖文联. 低渗砂岩储层渗透率有效应力定律试验研究[J]. 岩石力学与工程学报, 2008, 27(增 2): 3 535 - 3 540.(LI Min, XIAO Wenlian. Experimental study on permeability-effective-stress law in flow- permeability sandstone reservoir[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2008, 27(Supp.2): 3 535 - 3 540.(in

- Chinese))
- [70] FREENY A. Empirical model building and response surfaces[J]. *Technometrics*, 1988, 30(2): 229 - 231.
- [71] BERNABE Y. Comparison of the effective pressure law for permeability and resistivity formation factor in Chelmsford granite[J]. *Pure and Applied Geophysics*, 1988, 127(4): 607 - 625.
- [72] 郑玲丽, 李 闽, 钟水清, 等. 变围压循环下低渗透致密砂岩有效应力方程研究[J]. *石油学报*, 2009, 30(4): 588 - 592.(ZHENG Lingli, LI Min, ZHONG Shuiqing, et al. Research on calculation of effective stress in low-permeability sandstone rock under cyclic loading and unloading[J]. *Acta Petrolei Sinica*, 2009, 30(4): 588 - 592.(in Chinese))
- [73] 丁艳艳, 李 闽, 肖文联. 围压对低渗砂岩渗透率有效应力系数的影响[J]. *地球物理学进展*, 2012, 27(2): 696 - 701.(DING Yanyan, LI Min, XIAO Wenlian. The effect of confining pressure on effective pressure coefficient for permeability in low-permeability sandstones[J]. *Progress in Geophysical*, 2012, 27(2): 696 - 701.(in Chinese))
- [74] 刘忠群, 陈 猛, 李 闽. 低渗砂岩地层因素的应力敏感研究[J]. *西南石油大学学报: 自然科学版*, 2019, 41(1): 91 - 101.(LIU Zhongqun, CHEN Meng, LI Min. Study on stress sensitivity of the formation factors of low-permeability sandstones[J]. *Journal of Southwest Petroleum University: Science and Technology*, 2019, 41(1): 91 - 101.(in Chinese))
- [75] REUSS A. Berechnung der fließgrenze von mischkristallen auf grund der plastizitätsbedingung für einkristalle[J]. *ZAMM-Journal of Applied Mathematics and Mechanics/Zeitschrift für Angewandte Mathematik und Mechanik*, 1929, 9(1): 49 - 58.
- [76] HILL R. The elastic behaviour of a crystalline aggregate[J]. *Proceedings of the Physical Society. Section A*, 1952, 65(5): 349 - 354.
- [77] SELVADURAI A P S. The Biot coefficient for a low permeability heterogeneous limestone[J]. *Continuum Mechanics and Thermodynamics*, 2019, 31(4): 939 - 953.
- [78] AMIRI M, LASHKARIPOUR G R, GHABEZLOO S, et al. 3D spatial model of Biot's effective stress coefficient using well logs, laboratory experiments, and geostatistical method in the Gachsaran oil field, southwest of Iran[J]. *Bulletin of Engineering Geology and the Environment*, 2019, 78(6): 4 633 - 4 646.
- [79] BERRYMAN J G. Effective stress for transport properties of inhomogeneous porous rock[J]. *Journal of Geophysical Research: Solid Earth*, 1992, 97(B12): 17 409 - 17 424.
- [80] SELVADURAI A P S, NGUYEN T S. Computational modelling of isothermal consolidation of fractured porous media[J]. *Computers and Geotechnics*, 1995, 17(1): 39 - 73.
- [81] COSENZAP, GHOREYCHI M, DE MARSILY G, et al. Theoretical prediction of poroelastic properties of argillaceous rocks from in situ specific storage coefficient[J]. *Water Resources Research*, 2002, 38(10): 25 - 1 - 25 - 12.
- [82] LAU J S O, CHANDLER N A. Innovative laboratory testing[J]. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences*, 2004, 41(8): 1 427 - 1 445.
- [83] DUAN Z B, SKOCZYLAS F. Experimental study of the permeability and poromechanical properties of thermally damaged granite[J]. *European Journal of Environmental and Civil Engineering*, 2021, 25(5): 955 - 965.
- [84] SELVADURAI A P S. On the poroelastic Biot coefficient for a granitic rock[J]. *Geosciences*, 2021, 11(5): 219.
- [85] STADTMULLER M, LIS-ŚLEDZIONA A, SŁOTA-VALIM M. Petrophysical and geomechanical analysis of the Lower Paleozoic shale formation, North Poland[J]. *Interpretation*, 2018, 6(3): SH91 - SH106.
- [86] FERRARIA, FAVERO V, LALOUI L. One-dimensional compression and consolidation of shales[J]. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences*, 2016, 88(000): 286 - 300.
- [87] NOWAKOWSKI A. The influence of rate of change in confining and pore pressure on values of the modulus of compressibility of the rock skeleton and Biot's coefficient[J]. *Energies*, 2021, 14(11): 3 056.
- [88] MAKHNENKO R Y, LABUZ J F. Elastic and inelastic deformation of fluid-saturated rock[J]. *Philosophical Transactions of the Royal Society A: Mathematical, Physical and Engineering Sciences*, 2016, 374(2078): 20150422.
- [89] HART D J, WANG H F. Laboratory measurements of a complete set of poroelastic moduli for Berea sandstone and Indiana limestone[J]. *Journal of Geophysical Research: Solid Earth*, 1995, 100(B9): 17 741 - 17 751.
- [90] DU S. Anisotropic rock poroelasticity evolution in ultra-low permeability sandstones under pore pressure, confining pressure, and temperature: experiments with Biot's coefficient[J]. *Acta Geologica Sinica-English Edition*, 2021, 95(3): 937 - 945.
- [91] 马中高. Biot 系数和岩石弹性模量的实验研究[J]. *石油与天然气地质*, 2008, 29(1): 135 - 140.(MA Zhonggao. Experimental investigation into Biot's coefficient and rock elastic moduli[J]. *Oil and Gas Geology*, 2008, 29(1): 135 - 140.(in Chinese))
- [92] WANG Y, JEANNIN L, AGOSTINI F, et al. Experimental study and micromechanical interpretation of the poroelastic behaviour and permeability of a tight sandstone[J]. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences*, 2018, 103(2018): 89 - 95.
- [93] 王 斌, 赵建国, 李 伟, 等. 异常高压对砂砾岩弹性性质影响的实验机制研究与压力预测新模型——以准噶尔盆地玛湖凹陷北斜坡三叠系为例[J]. *地球物理学报*, 2022, 65(8): 3 157 - 3 171.

- (WANG Bin, ZHAO Jianguo, LI Wei, et al. Experimental study on the effect of abnormal high pressure on the elastic properties of glutenite and a novel pressure prediction model: a case study from Triassic Formation in north slope of Mahu Sag, Junggar Basin[J]. Chinese Journal of Geophysics, 2022, 65(8): 3 157 - 3 171.(in Chinese))
- [94] AHMADINEJAD A, KIVI I R. An experimental investigation on the poroelastic response of a water-saturated limestone to hydrostatic compression[J]. Bulletin of Engineering Geology and the Environment, 2021, 80(5): 3 817 - 3 832.
- [95] RAZIPERCHIKOLAEES, SINGH V, KELLEY M. The effect of Biot coefficient and elastic moduli stress-pore pressure dependency on poroelastic response to fluid injection: laboratory experiments and geomechanical modeling[J]. Greenhouse Gases: Science and Technology, 2020, 10(5): 980 - 998.
- [96] ARTAMONOVA N B, SHESHENIN S V, FROLOVA Y U V, et al. Calculating components of the effective tensors of elastic moduli and Biot's parameter of porous geocomposites[J]. Mechanics of Composite Materials, 2020, 55(6): 715 - 726.
- [97] GRAM T B, DITLEVSEN F P, MOSEGAARD K, et al. Water-flooding and consolidation of reservoir chalk-effect on porosity and Biot's coefficient[J]. Geophysical Prospecting, 2021, 69(3): 495 - 513.
- [98] ALAM M M, BORRE M K, FABRICIUS I L, et al. Biot's coefficient as an indicator of strength and porosity reduction: calcareous sediments from Kerguelen Plateau[J]. Journal of Petroleum Science and Engineering, 2010, 70(3/4): 282 - 297.
- [99] ZIMMERMAN R W, SOMERTON W H, KING M S. Compressibility of porous rocks[J]. Journal of Geophysical Research: Solid Earth, 1986, 91(B12): 12 765 - 12 777.
- [100] 尹光志, 李文璞, 李铭辉, 等. 加卸载条件下原煤渗透率与有效应力的规律[J]. 煤炭学报, 2014, 39(8): 1 497 - 1 503.(YIN Guangzhi, LI Wenpu, LI Minghui, et al. Permeability properties and effective stress of raw coal under loading-unloading conditions[J]. Journal of China Coal Society, 2014, 39(8): 1 497 - 1 503.(in Chinese))
- [101] TAN X, KONIETZKY H, FRÜHWIRT T. Experimental and numerical study on evolution of Biot's coefficient during failure process for brittle rocks[J]. Rock Mechanics and Rock Engineering, 2015, 48(3): 1 289 - 1 296.
- [102] LI Q, AGUILERA R, LEY H C. A correlation for estimating Biot coefficient[J]. SPE-Society of Petroleum Engineer, 2019, (19WRM): 14.
- [103] SELVADURAI A P S, SUVOROV A P. The influence of the pore shape on the bulk modulus and the Biot coefficient of fluid-saturated porous rocks[J]. Scientific Reports, 2020, 10(1): 18 959.
- [104] 李 闽, 肖文联, 郭 肖, 等. 塔巴庙低渗致密砂岩渗透率有效应力定律实验研究[J]. 地球物理学报, 2009, 52(12): 3 166 - 3 174.(LI Min, XIAO Wenlian, GUO Xiao, et al. laboratory study of the effective pressure law for permeability in Ta-Ba-Miao low-permeability sandstones[J]. Chinese Journal of Geophysics, 2009, 52(12): 3 166 - 3 174.(in Chinese))
- [105] HASSANZADEGAN A, BLÖCHER G, ZIMMERMANN G, et al. Thermoporoelastic properties of Flechtinger sandstone[J]. International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences, 2012, 49: 94 - 104.
- [106] YANG F, WANG G, HU D, et al. Calibrations of thermo-hydro-mechanical coupling parameters for heating and water-cooling treated granite[J]. Renewable Energy, 2021, 168: 544 - 558.