

地基加固新工法-气压劈裂技术研究进展

周建^{1,2}, 魏利闯^{1,2}

(1. 浙江大学 滨海和城市岩土工程研究中心, 浙江 杭州 310058; 2. 浙江省城市地下空间开发工程技术研究中心, 浙江 杭州 310058)

摘要: 气压劈裂技术能在土体中产生裂隙, 增加土体渗透性, 早期主要应用于污染场地修复工程, 近年来逐渐应用到地基加固工程中, 形成一种高效、经济的地基加固新工法。众多学者针对气压劈裂开展了广泛的研究, 取得了一系列的成果, 但尚未能满足实际工程设计要求。为将气压劈裂技术更好的应用到地基加固工程, 本文分别从气压劈裂机理、气压劈裂裂隙扩展模型、气压劈裂监测技术三个方面总结了气压劈裂技术的发展历程和研究现状, 指出并研究其现存问题, 并讨论解决方案及该技术的发展前景。

关键词: 气压劈裂; 劈裂机理; 裂隙扩展模型; 监测技术

中图分类号: TU472

文献标识码: A

文章编号: 2096-7195(2019)01-0063-16

作者简介: 周建(1970 -), 女, 博士, 教授, 主要从事岩土工程方面的教学和科研工作。E-mail: zjelim@zju.edu.cn。

Research on pneumatic fracturing applicated to foundation treatment

Zhou Jian^{1,2}, Wei Li-chuang^{1,2}

(1. Coastal and urban Geotechnical Engineering Research Center, Zhejiang University, Hangzhou 310058, China; 2. Zhejiang

Urban Underground Space Development Engineering Research Center, Zhejiang University, Hangzhou 310058, China)

Abstract: Pneumatic fracturing is the process of generation or extension of fractures thus enhancing permeability of soil. Pneumatic fracturing was concentrately applied in remediation of contaminated sites early and applied in foundation reinforcement engineering in recent years. Pneumatic fracturing has been an efficient and economical new method of foundation reinforcement. Many scholars had carried out extensive research on pneumatic fracturing and achieved certain results, but had not yet reached the level of design in actual engineering. In order to better apply the pneumatic fracturing technology to the foundation reinforcement engineering, development history and research status of fracturing mechanism, fracturing propagation and monitoring technology of fracturing are reviewed in this paper. The existing problems are also pointed out and future prospects are proposed.

Key words: pneumatic fracturing; mechanism of fracturing; fracturing propagation; monitoring of fracturing

0 引言

气压劈裂技术(Pneumatic fracturing, 简称PF)是指将高压气体注入到岩土体中以产生裂隙从而提高岩土体渗透特性。该技术最早由美国新泽西理工学院(NJIT)的HSMRC(Hazardous Substance Management Research Center)于1988年提出, 目的是改善挥发性有机物(VOC)污染场地的修复效果, 由于场地土的低渗透性, 传统的处理方法如蒸汽抽提、生物修复、泵送处理等受到极大限制, 气压劈裂技术能在土体中产生劈裂裂隙, 从而提高污染物的去除效率^[1]。

Papanicolaou^[2](1989)、Shah^[3](1991)最先开展气压劈裂的室内模型试验研究, 通过对有机玻璃桶中的污染土体注入高压气体, 与未注气劈

裂组对比污染物去除效率提高了100%~360%。Ng^[4](1991)模拟了气压劈裂后单个裂缝中的流体运移特性, 通过自制的渗透速率测量装置证明了污染物去除效率的提高应归因于裂缝中流量的提高, 并发现流量与裂隙宽度符合立方定律。King^[5](1993)系统总结了气压劈裂机理, Nautiyal^[6](1994)提出了劈裂裂隙中的流体运移模型, McGonigal^[7](1995)将气压劈裂技术与原位玻璃化(ISV)结合, 研究其在粗粒土污染场地中的应用效果。Venkatraman^[8](1998)将气压劈裂技术用于增强污染场地生物修复的效果。Puppala^[9](1998)总结前人研究成果提出了劈裂裂隙扩展模型。国外学者对于气压劈裂技术的研

究多集中在污染场地修复领域,在地基加固领域未得到广泛应用。

国内对于气压劈裂的研究始于本世纪初。沈水龙^[10](2003)分析了深层搅拌桩施工中引起的劈裂裂隙现象,指出劈裂裂隙可大幅提高超孔压的消散速率。吴燕开^[11](2005)通过粉喷桩室内模型试验发现了桩周土的劈裂现象。刘松玉^[12-13](2005)将粉喷桩施工过程中的气压劈裂作用作为加速土体固结的动力加以利用,发明了排水粉喷桩复合地基技术;随后将气压劈裂技术与真空预压结合提出了劈裂真空法^[13-16]。胡平川^[17](2015)为提高电渗法对深层土体的处理效果,提出电渗联合气压劈裂,通过室内模型试验,从裂缝开展、电渗排水量、土抗剪强度等角度,验证了电渗法联合气压劈裂对深层土处理效果的提升。吴慧明^[18](2017)通过在高压气中掺入PAM雾状气溶胶,改良劈裂裂隙处土体性质,使其具有良好的裂隙维持效果并增加排水时间;通过控制操作方法,在劈裂裂隙中形成正负压差,从而形成梯度更大的渗流场,提高排水效果^[19]。左胜甲^[20](2016)将气压劈裂技术引入到农业土壤深松领域,通过向耕地中注气产生劈裂裂隙,选取土壤孔隙度、土面抬升量作为深松效果的评价指标,通过优化参数得到提高深松效果的最佳设计,后续为进一步提升气压深松的效果、如何应用到工程还进行了一系列研究^[21-24]。

气压劈裂技术始于对污染场地土的修复研究,近年来被逐渐应用到地基处理领域,作为一种全新的地基处理工法,由于其能在土中快速形成劈裂裂隙,增加排水通道,提高驱水压力梯度,显示出强大的优越性。因此,有必要对气压劈裂技术的研究作出全面的总结,本文将从气压劈裂机理、气压劈裂裂隙扩展模型、气压劈裂监测技术三个方面对该技术的发展和现状展开介绍。

1 气压劈裂机理分析

土体劈裂通常是指土体在高压液体或高压气体作用下产生劈裂裂隙并发展的过程。劈裂技术有三种分别为:水力劈裂、气压劈裂、爆破劈裂。爆破劈裂应用较少故不予讨论。水力劈裂和气压劈裂都是高压介质作用于土体产生裂隙的过程,在劈裂机理上也有诸多类似,但由于劈裂介质的不同,气压劈裂有其自己的特点。由于国内外关于气压劈裂理论及工程应用的研究甚少,有关气

压劈裂的研究可以借鉴水力劈裂的研究成果,故分述如下。

1.1 水力劈裂机理研究进展

黄文熙^[25]指出:水力劈裂是由于孔隙水压力的提高超过了岩土体的破坏强度而引起裂隙产生并扩展的现象。水力劈裂技术最早被使用在1947年美国堪萨斯州的一项石油增产工程中^[5],十九世纪60年代,水力劈裂技术已经从单一的石油增产方法发展成为一项成熟的工艺,逐渐运用到岩土体灌浆、大坝稳定性、原位地应力测量、水文地质学、采矿工业、核废料处理等领域^[26]。关于水力劈裂的机理研究,众多学者积累了大量的成果,可以概括为基于摩尔库伦准则的剪切破坏原理(弹塑性理论、圆孔扩张理论)和基于土体拉伸强度的拉伸破坏原理(经验公式、拉伸强度法则)。

(1) 剪切破坏机理

Hubbert & Willis^[27](1957)通过理论和试验研究,首次对土和岩石的劈裂机理提出全面的解释,基于摩尔库伦准则通过对各种失效包络线的分析得出:在超固结土、沉积岩或以逆冲断层为特征的地区,劈裂注浆会出现水平裂缝,此时当最小注浆压力大于覆盖层压力时就会产生劈裂裂缝;在以正断层为特征的构造条件下,水平应力为小主应力,在该条件下,垂直裂缝的起劈压力小于覆盖层压力。Morgenstern & Vaughan^[28](1963)认为起劈压力取决于岩石强度、原位构造应力、初始地下水条件,按照摩尔库伦准则通过主应力分析,假设注浆位置处的孔隙水压力与注浆压力相等,总结出三种计算起劈压力的工况:各向同性正常固结土、各向同性超固结土和存在水平软弱面的各向异性土,分别给出其起劈压力的计算公式如表1所示。

Haimson & Fairhurst^[29](1967)采用Nowacki's^[30](1962)提出的圆孔扩张的应力分析方法,应用有效应力原理给出产生竖向裂缝和水平裂缝的劈裂压力表达式,建议从压力时程曲线上获得劈裂压力、裂隙扩展压力、闭合压力等,根据应力条件判断是裂缝方向。

圆孔扩张理论最早是1945年由Bishop^[31]针对无摩擦材料提出的,随后Vesic^[32](1972)将此理论扩展到可压缩土体中,圆孔扩张理论假定圆孔的膨胀发生在无限长的弹塑性各向同性材料中,通过考虑地层中的孔隙压力,评估有效应力

的变化。Massarsch^[33] (1978) 发现了在粘土中打桩的土体劈裂现象, 结合圆孔扩张理论, 给出了钻孔中发生劈裂的条件如表 1 所示。Callanan^[34]

(1981) 认为当注浆压力达到一定值, 圆孔周围存在塑性区, 产生水力劈裂的原因可能是剪切破坏而不是拉伸破坏, 将起劈压力理论值与两组沉积岩的起劈实测值比较, 吻合较好。Carter 等^[35]

(1986) 推导了理想弹塑性材料圆孔扩张理论的封闭解, 假定材料各向同性、并服从摩尔库伦准则, 认为圆孔扩张的极限压力等同于劈裂压力, 给出纯黏性材料的劈裂压力表达式(表 1)。Panah & Yanagisawa^[36] (1989) 研究了圆孔扩张过程, 认为圆孔周围土体的应力达到塑性屈服时, 产生劈裂裂缝, 由此给出计算起劈压力的公式, 且当土体内摩擦角很小时, 公式可简化为下述的 Mori 经验公式。

(2) 张拉破坏机理

Griffith^[37] (1921) 最先开展断裂力学的研究, 提出脆性破坏强度理论, 认为裂纹的应力集中现象会导致脆性材料破坏。Orowan^[38] (1950) 进一步发展了 Griffith 的脆性破坏理论, 提出了破坏准则 (表 1)。Cambefort^[39] (1955) 在研究灌浆过程中通过向测试块施加各种应力, 证实了裂缝总是垂直于小主应力方向发展, 指出劈裂压力完全取决于岩土特性和灌浆剖面的深度, 没有考虑土渗透性、浆液黏度、钻孔直径、灌浆影响半径的影响。

Lippold^[40] (1958) 基于工程经验给出了估算注浆起劈压力的范围为 $16.95 \sim 56.51 \text{ (kN/m}^2) \times$ 上覆土层厚度 (m)。Jaworski 等^[41] (1980) 进行一系列室内模型试验研究, 将注浆起劈压力与小主应力和土体抗拉强度联系起来, 写成线性函数

如表 1 所示。对于斜率 m 的取值, Jaworski 的试验结果与之前 Vaughan^[42] (1971) 的研究比较一致, 取 $1.5 \sim 1.8$; Mori & Tamura^[43] (1987) 针对六种不同配比的土样进行水力劈裂试验得出当斜率 $m=1$ 、 t_a 取无侧限抗压强度时, 劈裂压力理论值和试验值存在良好的拟合性。经验公式简单实用, 但缺少理论依据, 可靠性较低。

Scheidegge^[44] (1962) 延续 Hubbert 等人的工作, 应用弹性理论方法推导了水力劈裂中起劈压力的经典方程, 该方程由于形式简单常被用于地应力的测定。与 Hubbert 等人研究所不同的是他考虑了地层的抗拉强度, 并假设当拉应力超过地层的抗拉强度时就会发生劈裂破坏。但由于采用弹性理论, 忽略由于剪切引起的孔隙水压力, 对于劈裂压力的预测存在误差。Murdoch^[45] (1992) 通过室内试验, 将断裂韧性作为一个重要的土性参数, 提出预测劈裂压力的公式见表 1。由于断裂韧性很大程度上跟含水率、固结历史、其他因素有关, 断裂韧性的测定需要专门设计的试验设备, 这使得 Murdoch 的劈裂压力计算式的实用性大大降低, 但这种方法被一些学者认为是判断土体起劈的最精确方法。Andersen 等^[46] (1994) 总结前人有关劈裂机理的表述, 认为这些理论都不能涵盖所有决定劈裂是否产生的因素, 他主张统一采用当有效小主应力为负, 且负绝对值大于土体抗拉强度时即发生劈裂。有效小主应力需要通过计算劈裂位置处总应力和孔隙水压力得到, Andersen 考虑了非线性的应力应变特性和总平均正应力、剪应力引起的土体孔隙水压力变化, 公式列于表 1 中。

表 1 劈裂机理理论汇总

Table 1 Summary of fracture mechanism theories

破坏机理	起劈压力 P_f 表达式	假设/适用情况	文献
剪切破坏	(1) $P_f = \frac{\sigma_v}{3}$	(1) 正断层: $\sigma_1 = \sigma_v$	Hubbert & Willis (1957) [27]
	(2) $P_f > \sigma_v$	(2) 逆冲断层: $\sigma_1 = \sigma_h$	
		σ_v : 竖向应力; σ_h : 水平应力	

表1 劈裂机理理论汇总(续)

Table 1 Summary of fracture mechanism theories (Continued)

破坏机理	起劈压力 P_f 表达式	假设/适用情况	文献
(1) 各向同性正常固结土	$P_f = \frac{(\gamma_r h - \gamma_w h_w)(1+K)}{2} - \frac{(\gamma_r h - \gamma_w h_w)(1-K)}{2 \sin \theta} + c_i \cot \theta$		
(2) 各向同性超固结土	$P_f = \frac{(\gamma_r h - \gamma_w h_w)(1+K)}{2} - \frac{(\gamma_r h - \gamma_w h_w)(K-1)}{2 \sin \theta} + c_i \cot \theta$	γ_r : 容重; γ_w : 水容重; K : 侧压力系数; θ : 内摩擦角; c_i : 粘聚力	Morgenstern & Vaughan (1963) ^[28]
(3) 各向异性(水平软弱面)	$P_f = \gamma_r h + c_i \cot \theta$	均质各向同性	
(1) 垂直裂缝:	$P_f - P_0 = \frac{t_r - 2\sigma_h}{2 - a} \frac{1 - 2\nu}{1 - \nu}$	$a = 1 - C_r / C_b$ C_r : 骨架压缩系数;	Haimson & Fairhurst (1967) ^[29]
(2) 水平裂缝:	$P_f - P_0 = \frac{t_r - \sigma_{33}}{1 - a} \frac{1 - 2\nu}{1 - \nu}$	C_b : 体积压缩系数; ν : 泊松比; t_r : 抗拉强度	
剪切破坏	$P_f = \frac{\sigma_v K_0 \ln \left(\frac{1.36E}{\tau_f (1+\nu)} \right)}{1.73A_f + 0.43}$	正常固结、超固结饱和粘土 K_0 : 侧压力系数; E : 弹性模量; τ_f : 不排水抗剪强度 A_f : Skempton 孔隙压力系数	Massarsch (1978) ^[33]
(1) 弹性区:	$P_f = \frac{2\eta K_0 \sigma'_{22} + \psi}{1 + \eta}$	σ'_{22} : 有效小主应力; σ_{zz} : 竖向总应力;	
(2) 塑性区:	$P_f = \frac{(2\eta K_0 - 1)\sigma_{zz} + \psi}{\eta}$	K_0 : 侧压力系数; $\eta = \frac{1 + \sin \theta}{1 - \sin \theta}$ $\psi = 2c \tan \left(\frac{\pi}{4} + \frac{\theta}{2} \right)$	Callanan (1981) ^[34]
	$P_f = \sigma_h + c \left[1 + \ln \left(\frac{G}{c} \right) \right]$	G : 剪切模量; c : 粘聚力; σ_h : 围压	Carter (1986) ^[35]

表 1 劈裂机理理论汇总 (续)

Table 1 Summary of fracture mechanism theories (Continued)

破坏机理	起劈压力 P_f 表达式	假设/适用情况	文献
	$P_f = \frac{(1 + \sin \theta) \sigma_h + c \cdot \cos \theta \left(1 - \frac{r_i^2}{r_h^2}\right)}{1 + \frac{r_i^2}{r_h^2} \sin \theta}$	θ : 内摩擦角; c : 粘聚力; r_i : 注浆孔半径; r_h : 注浆影响区半径 脆弹性	Panah & Yanagisawa (1989) ^[36]
	(1) 当 $\sigma_{11} + \sigma_{33} > 0$ 时: $(\sigma_{11} - \sigma_{33})^2 - 8t_0\sigma_{11} + \sigma_{33}^2 = 0$	σ_{11} : 大主应力; σ_{33} : 小主应力;	Griffith (1921) ^[37] Orowan (1950) ^[38]
	(2) 当 $\sigma_{11} + \sigma_{33} < 0$ 时: $\sigma_{33} + t_0 = 0$	t_0 : 材料抗拉强度	
	(1) $P_f = \frac{\gamma_s h}{\nu} (1 + \sin \theta)$ (2) $P_f = (\nu - 1) \gamma_s h$	(1) 水平裂缝 (2) 竖向裂缝 γ_s : 土容重; h : 劈裂深度; ν : 泊松比; θ : 内摩擦角	Cambefort (1955) ^[39]
剪切破坏	$P_f = (16.95 \sim 56.51) \times h$	h : 劈裂深度; m : 推荐值取 1.5~1.8	Lippold (1958) ^[40]
	$P_f = m\sigma_{\min} + t_a$	σ_{\min} : 小主应力; t_a : 土体抗拉强度	Jaworski (1980) ^[41] Vaughan (1971) ^[42]
	$P_f = \sigma_{\min} + q_u$	σ_{\min} : 小主应力; q_u : 无侧限抗压强度 可用于原位地应力测量	Mori & Tamura (1987) ^[43]
	$P_f = 3\sigma_{22}^h - \sigma_{11}^h + t_r - P_0$	σ_{22}^h : 最小水平主应力; σ_{11}^h : 最大水平主应力; t_r : 抗拉强度; P_0 : 起始孔压	Scheidegger (1962) ^[44]

表1 劈裂机理理论汇总(续)

Table 1 Summary of fracture mechanism theories (Continued)

破坏机理	起劈压力 P_f 表达式	假设/适用情况	文献
		具有初始裂槽	
	$P_f = \frac{K_{Ic}}{\sqrt{\pi a}} + \sigma_n$	K_{Ic} : 断裂韧性; a : 初始裂缝的半宽度; σ_n : 垂直断裂平面的应力	Murdoch (1992) [45]
张拉破坏	$ \sigma_3 - u \geq \sigma_t$ $\Delta u = B\Delta\sigma_m + D(\Delta\sigma_r - \Delta\sigma_\theta)$	σ_t : 土体抗拉强度; $\Delta\sigma_m$: 总平均正应力变化量; $\Delta\sigma_r$: 径向应力变化量; $\Delta\sigma_\theta$: 切向应力变化量; B 、 D : 孔压系数	Andersen (1994) [46]

1.2 劈裂机理适用性讨论

以上学者关于水力劈裂机理的研究,可以概括为基于摩尔库伦准则的剪切破坏原理(弹性理论、圆孔扩张理论)和土体拉伸强度的张拉破坏原理(经验公式、拉伸强度法则)。

究竟哪种机理占主导, Mitchell 等^[47](2005)以圆孔扩张理论为基础,对两种劈裂破坏机理进行了分析。在圆孔扩张过程中,随着孔内压力的增加,土单元的径向应力增加,切向应力减小,当切向有效应力小于零或其绝对值大于土体的抗拉强度时,土体发生张拉破坏(如图1a所示), Mitchell 假设围压相等给出张拉破坏时孔内临界压力表达式:

$$P_f = 2\sigma_3 - u_0 + \sigma_t \quad (1)$$

其中: P_f 为孔内注入压力; σ_3 为围压; u_0 为破坏时的孔压; σ_t 为土单元抗拉强度。

如果在当切向有效应力未降到零值,而土体单元的应力状态已经满足屈服准则,则会发生剪切破坏(如图1b所示)。此时根据圆孔扩张理论给出的径向、环向应力解析解和屈服准则可以给出满足剪切破坏的孔内临界压力表达式:

$$P_f = (1 + \sin \varphi) \sigma_3 + c \cdot \cos \varphi \quad (2)$$

对于饱和土不排水过程, $\varphi=0$, 简化为:

$$P_f = \sigma_3 + c \quad (3)$$

其中: P_f 为孔内注入压力; σ_3 为围压; φ 为内摩擦角; c 为粘聚力。关于塑性屈服为何会引起劈裂裂缝,目前尚无完整解释,但众多的现场和室内试验结果都表明当土中应力状态达到塑性屈服时确实产生了劈裂裂缝^[36,43]。Mitchell 认为一个可能的解释是:塑性剪切带内土体变形,产生微裂隙,流体渗透进入并在其尖端产生拉应力,导致裂隙继续扩展发展为宏观劈裂。

由上述分析过程可知,土体劈裂是张拉破坏还是剪切破坏与劈裂点初始应力状态和不排水抗剪强度相关。以饱和土不排水过程为例,圆孔扩张过程达到剪切屈服时:

$$\sigma_r - \sigma_\theta = 2s_u \quad (4)$$

$$\text{或 } \sigma_\theta - \sigma_r = 2s_u \quad (5)$$

式中: s_u 为土体的不排水抗剪强度。上式表明当径向应力和切向应力之差即大主应力和小主应力之差位于 $2s_u$ 区间内,不会发生剪切破坏。

因此,当劈裂位置处初始地应力较低且土抗剪强度较大时,土体倾向于发生拉伸破坏,如图1(a)所示;当劈裂位置处初始地应力较高且土抗剪强度较小时,土体倾向于发生剪切破坏,如图1(b)所示。需要指出的是,上述两种机理适用性分析过程中,假定土体为线弹性体,径向压力变化值等于环向压力变化值,实际上土体应力应变关系具有非线性、非弹性,剪胀剪缩性会引

起孔压变化, 也就是说, 图中的有效应力并不是线性变化的, 故用虚线表示。

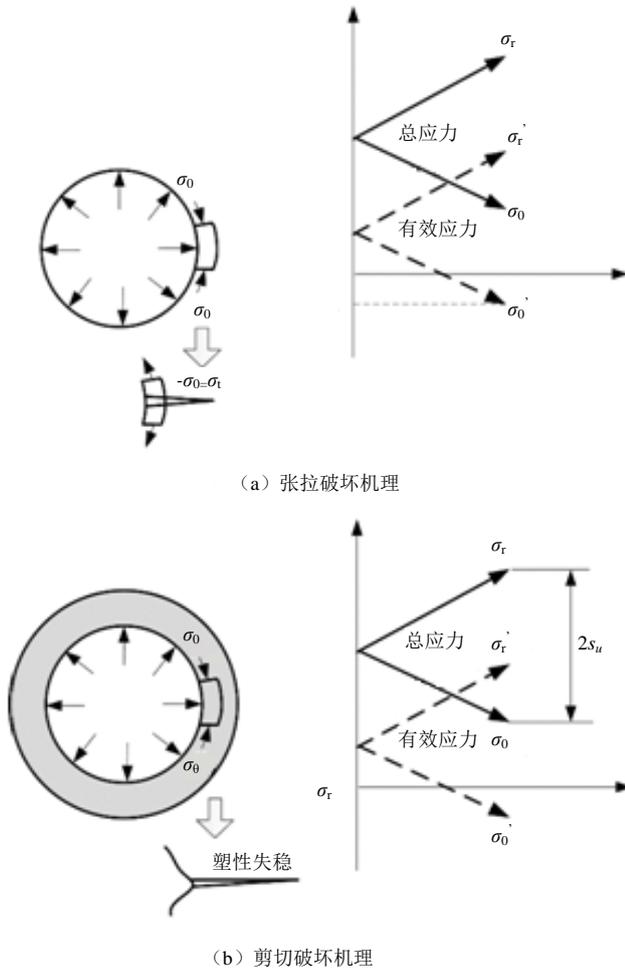


图 1 土体劈裂机理^[47]

Figure 1 Fracture mechanism of soil^[47]

Yanagisawa 等^[48] (1994) 针对三向应力状态圆孔扩张过程中, 按照剪切破坏机理给出起劈压力表达式, 通过真三轴装置研究压实粘土的水力劈裂过程。章定文^[13] (2007) 按照 Yanagisawa 的试验条件计算出按照张拉破坏的起劈压力表达式, 作为对 Yanagisawa 试验结果的补充, 如图 2 所示。证实了在高围压下按照剪切破坏机理计算的起劈压力与试验值拟合较好, 即上述关于劈裂机理的讨论是正确的。

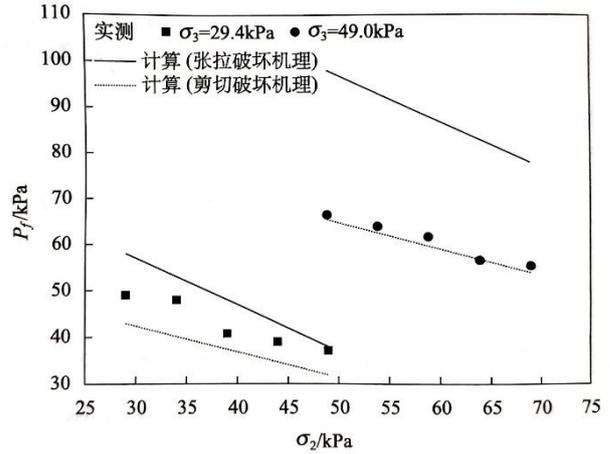


图 2 起劈压力理论与实测值对比^{[13][48]}

Figure 2 Comparison of theoretical and measured fracturing pressure^{[13][48]}

1.3 气压劈裂机理分析

气压劈裂通常是指土体在高压气体 (空气、氮气等) 作用下产生劈裂裂隙并发展的过程。King^[5] (1993) 认为气压劈裂与水力劈裂最大的区别在于所注入介质的不同: 气体相对于水 (或浆液) 的粘滞系数要小得多; 气体在岩土体中的渗漏系数相对于水 (或浆液) 要大得多, 这会导致气压劈裂的裂隙传播特征与水力劈裂不同。章定文^[13] (2007) 认为气压劈裂的优势还在于: (1) 气压劈裂的裂隙具有“自支撑性”, 而水力劈裂依靠浆液填充, 因此气压劈裂的裂缝可运移较多的物质; (2) 气压劈裂不会对处理土体造成污染; (3) 气压劈裂改善土体通风条件, 有利于生物修复方法修复污染场地。尽管气压劈裂和水力劈裂存在上述不同, 但在土体劈裂机理上, 气压劈裂与水力劈裂非常类似。

Alfaro 等^[49] (2001) 对细砂和高岭土配置的重塑土样进行了气压劈裂和水力劈裂的对比试验, 发现二者的起劈压力非常接近 (见图 3), 即气压劈裂和水力劈裂的起劈机理并没有本质的不同。所以两者的主要区别在于裂隙扩展特征的差异。

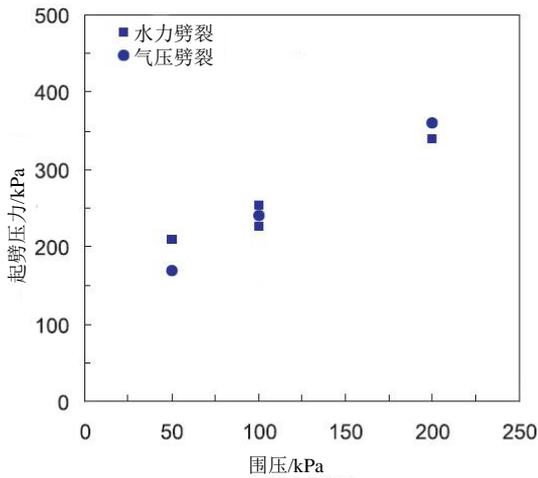


图3 气压劈裂和水力劈裂的起劈压力对比^[49]

Figure 3 Fracturing pressure comparison of pneumatic fracturing and hydraulic fracturing^[49]

章定文^[13,50]、韩文君^[15]、顾沉颖^[51]通过室内模型试验证实了通过水力劈裂得到的起劈压力表达式(形式与1.2给出的类似)同样适用于气压劈裂。即气压劈裂机理可完整借鉴水力劈裂的研究成果,当注气位置处初始地应力较低且土抗剪强度较大时,土体倾向于发生拉伸破坏,即使用拉伸破坏机理推荐的劈裂压力表达式判断是否起劈;当注气位置处初始地应力较高且土抗剪强度较小时,土体倾向于发生剪切破坏,即使用剪切破坏机理推荐的劈裂压力表达式判断是否起劈。对于初始地应力情况和土抗剪强度位于两者之间的情况,推荐同时按照上述两种机理计算,取结果较小者为起劈压力。

2 气压劈裂扩展模型

2.1 气压劈裂裂隙扩展方向

Hubbert、Willis^[27](1957)首先提出了预测裂隙扩展方向的准则,即裂隙倾向于沿垂直于最小主应力方向传播,即对于正常固结土,裂隙沿

垂直方向传播;对于超固结土,裂隙沿水平方向传播,即 K_0 值越大,越容易产生水平裂缝。类似的说法在很多文献中都有表述^[5-6,9,28,39]。

King^[5](1993)系统解释了场地土地应力状况,场地土的形成始于岩土的风化堆积,在水的地质作用下固结,形成正常固结土层(以我国为例,多数大、中城市都坐落在河流冲积层上或冲积平原上,如海河、黄河、淮河、钱塘江等^[52])。但是由于风化、侵蚀、冰川运动、人类活动等因素,这种自下而上沉积的顺序可能被逆转即发生表层土缺失,地质资料表明,垂直主应力的衰减速率比水平主应力衰减速率快,形成超固结土层。同样的原理也适用于岩石,由于构造应力造成水平主应力大于垂直主应力,产生“超固结状态”。King指出,多数的气压劈裂现场土是超固结土,因而劈裂裂隙的扩展方向主要为水平方向,很多学者的试验研究都证明了这个结论^[49,53-54]。

气压劈裂前后的土体渗透性试验结果可反映裂隙的扩展方向,King^[5]列出一处位于新泽西理工学院的气压劈裂场地土的渗透试验结果,如表2所示,可以看出位于劈裂深度的土体在劈裂后的渗透性大大提高,间接证实了劈裂裂隙沿水平方向扩展。综合前人研究成果,基本上都认为劈裂裂隙沿垂直于小主应力方向发展。显然这种说法对应于起劈时的拉伸破坏原理,这就会存在一个问题,如果起劈是由剪切破坏原理主导,按照摩尔库伦准则和圆孔扩张理论,剪切破坏面的方向与大主应力方向成 $45^\circ + \phi/2$ 夹角,然而剪切变形产生的微裂隙是否有明确的方向性?按照Mitchell^[47](2005)的解释,流体灌入微裂隙在尖端产生应力集中,从而导致宏观裂隙的发展,但其方向性是不确定的。故对于以剪切破坏机理为主的劈裂问题,其裂隙扩展方向有待进一步讨论。

表2 气压劈裂前后渗透性对比

Table 2 Permeability comparison before and after pneumatic fracturing

劈裂深度/ft		20ft 水柱真空压力下的不同深度位置处的空气流量/ $\text{ft}^3 \cdot \text{h}^{-1}$				
		7~9	9~11	11~13	13~15	15~17
9~11	劈裂前	0.45	2.1	4.4	4.6	-
	劈裂后	2.6	10.5+	5.0	5.0	-
15~17	劈裂前	2.75	11.0+	7.3	5.3	0.5
	劈裂后	2.5	11.0+	10.5	9.5+	7.25

注: 1ft=0.3048 m

2.2 气压劈裂裂隙扩展模型

起劈后, 劈裂裂隙沿特定的方向扩展。早期很多学者针对水力劈裂提出了裂隙扩展模型, 气压劈裂的裂隙扩展模型研究较晚, 基本上是从上世纪九十年代开始, 分述如下。

Carter^[55] (1957) 最早提出水力劈裂的裂隙扩展模型, 如图 4 所示。Carter 假设一维渗流, 初始渗流速度很快, 之后由于劈裂流体的造壁特性逐渐减慢。由于劈裂流体向土体的渗流数据可以由室内试验获得, 此模型在石油工业领域被广为应用。模型的缺点是没有考虑劈裂流体剪切对裂缝表面滤饼堆积的影响, 此外, 假设裂缝宽度恒定、裂缝两侧的压力恒定都与实际不符。

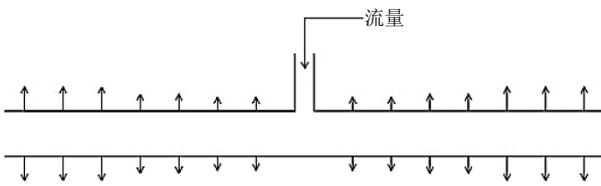


图 4 Carter 模型^[55]

Figure 4 Schematic diagram of Carter model^[55]

Perkins & Kern^[56] (1961) 提出了一种针对不同流变性液体和裂缝方向的裂缝宽度解析解。作为对 Carter 模型的改进, 该模型假设了椭圆形的裂缝形状 (如图 5 所示), 并考虑了压力沿裂缝的衰减。Perkins & Kern 给出以下假设: (1) 土层满足均质, 各向同性, 弹性; (2) 压力沿裂缝方向的衰减符合 Fanning 公式; (3) 平面应变条件。当劈裂位置较深时, 裂缝的变形会导致周围土体压缩 (公式 6), 当劈裂位置较浅时, 裂缝的变形会导致周围土体的压缩和地表土体的隆起 (公式 7), 并分别给出裂缝宽度 b_w 的表达式:

$$b_w = 0.22 \left[\frac{Q\mu L}{E} \right]^{1/4} \quad (6)$$

$$b_w = 0.0765 \left\{ \frac{Q\mu L \left[\frac{4}{\pi} + \frac{3}{16} \left(\frac{L}{z} \right)^3 \right]^4}{E \left[\frac{4}{3\pi} + \frac{1}{32} \left(\frac{L}{z} \right)^3 \right]} \right\}^{1/4} \quad (7)$$

其中: μ 为液体动力粘度; E 为杨氏模量; Q 为注浆流量; L 为裂隙影响半径; z 为劈裂深度。该模型的局限在于没有考虑渗流对裂隙形状的影响, 同时尖端存在应力集中现象。

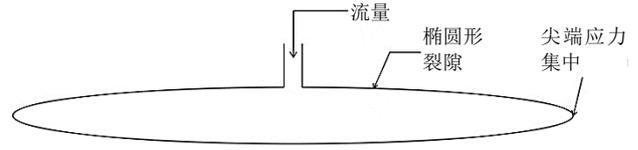


图 5 Perkins & Kern 模型示意图^[56]

Figure 5 Schematic diagram of Perkins & Kern model^[56]

Geertsma & Klerk^[57] (1969) 综合借鉴了前人研究成果, 假设压力衰减符合 Poisseuille 理论, 裂隙径向扩展满足 Sneddon's 方程, 裂隙尖端圆滑闭合 (如图 6 所示), 从而避免了应力集中引发的不稳定现象。给出了劈裂裂隙宽度和扩展半径的闭合解:

$$b_w = 2.4 \sqrt{\frac{\mu Q L}{G}} \quad (8)$$

$$R^2 = \frac{Q}{30p^2 C^2} (4b_w + 15S_p) \left(2 \frac{a_R}{\sqrt{p}} - 1 + e^{a_R^2} \operatorname{erfc}(a_R) \right) \quad (9)$$

其中:

$$\alpha_R = \frac{15C\sqrt{\pi t}}{4b_w + 15S_p}$$

其中: μ 为液体动力粘度; Q 为注浆流量; L 为裂隙扩展长度; G 为剪切模量; C 为浆液系数; S_p 为初滤失量; $\operatorname{erfc}(\alpha_R)$ 为 α_R 的高斯误差函数。可以看出渗流影响只在计算裂隙扩展半径时考虑, 在计算裂隙跨度时可忽略。

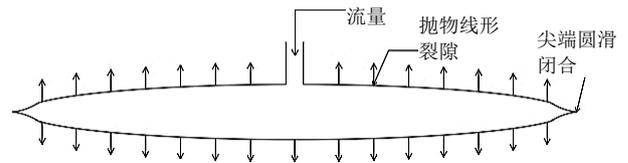


图 6 Geertsma & Klerk 模型示意图^[57]

Figure 6 Schematic diagram of Geertsma & Klerk model^[57]

Nordgren^[58] (1972) 分析了劈裂裂隙向有限竖向范围和水平径向范围内的扩展过程, 作为对 Perkins & Kern 模型的进一步改进, 称为 PKN 模型, 如图 7 所示。Nordgren 建立了裂缝中流体的连续性方程, 对边界条件进行了数值求解, 分别得到了小时长和大时长的裂缝扩展近似解, 大小时长分别对应于无渗流损失和考虑渗流损失两种情况。考虑渗流损失时, 裂缝长度 $L(t)$ 和裂缝宽度 b_w 分别为:

$$L(t) = \frac{Q t^{1/2}}{\pi C h} \quad (10)$$

$$b_w = 4 \left[\frac{2(1-\nu)\mu Q^2}{\pi^3 Gh} \right]^{1/4} t^{1/8} \quad (11)$$

无渗漏损失时, 裂缝长度 $L(t)$ 和裂缝宽度 b_w 分别为:

$$L(t) = 0.68 \left[\frac{GQ^3}{(1-\nu)\mu h^4} \right]^{1/5} t^{4/5} \quad (12)$$

$$b_w = 2.5 \left[\frac{(1-\nu)\mu Q}{Gh} \right]^{1/5} t^{1/5} \quad (13)$$

其中: G 为剪切模量; Q 为注浆流量; ν 为泊松比; μ 为液体动力粘度; h 为裂缝高度。

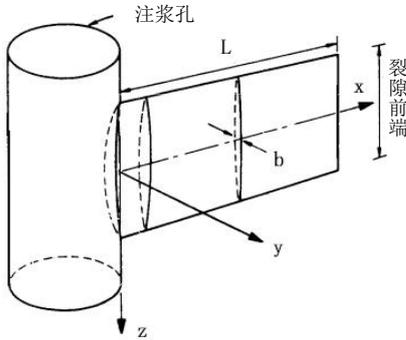


图 7 PKN 模型示意图^[58]

Figure 7 Schematic diagram of PKN model^[58]

Daneshy^[59] (1973) 修正了 Christianovich^[60] 的假设, 提出更接近实际的压力衰减方程, 假设液体流动符合幂律模型, 使得模型可适用的流体更广泛, 作为对 Christianovich、Geertsma 等人模型的进一步改进, 被称为 CGD 模型。Daneshy 认为在推导劈裂扩展模型时, 需要同时考虑到裂缝变形、流体压力衰减、流体泄漏三个过程, 并给出了耦合三个过程的数值求解方法。该模型的局限在于假设裂隙的高度恒定, 这与真实情况存在出入。尽管如此, PKN 模型和 CGD 模型是被石油工业应用最广泛的二维裂隙扩展模型。

气压劈裂的裂隙扩展模型主要借鉴于水力劈裂。

Nautiyal^[6] (1994) 针对污染场地土修复工程提出了气压劈裂裂隙扩展过程中气体的流动模型。Nautiyal 将裂隙中气体流动模拟为无限平行板之间的 Poiseuille 流动, 建立了考虑气体与裂隙两侧土体摩擦作用的压力衰减微分方程, 联合立方定律, 考虑气体压缩性影响, 给出了注浆流量 Q 的表达式如下:

$$Q = \frac{\pi \rho b^3 (p_2^2 - p_1^2)}{12 \mu p_1 \ln \left(\frac{r_2}{r_1} \right)} \quad (14)$$

该表达式经变形即压力衰减方程:

$$p_2 = \sqrt{p_1^2 - \frac{12 p_1 Q \mu \ln \left(\frac{r_2}{r_1} \right)}{\pi g \rho b^3}} \quad (15)$$

其中: P_2 、 P_1 分别为距离注气孔 r_2 、 r_1 位置处裂隙中气体压力; Q 为 r_2 和 r_1 之间的气体流量; μ 为气体的动力粘度; g 为重力加速度; ρ 为气体密度; b 为裂隙宽度。

Puppala^[9] (1998) 系统总结了前人的研究成果, 假设: (1) 裂隙从注气孔水平向四周径向扩展, 近似为圆形^[8,61]; (2) 注气深度较浅, 裂隙变形表现为地表土体的抬升。Puppala 认为裂隙扩展是压力衰减、气体渗漏、土体变形三个作用的耦合过程, 其中土体变形方程根据 Timoshenko 提出的弹性板受弯挠曲方程结合压力衰减方程推导出:

$$b = \frac{r^4}{128D} \left[2P_d + 3k - 2k \ln \frac{r}{r_w} \right] + \frac{r^2}{256D} \left[R^2 (-10k) + r_w^2 \left(8k + 16P_d - 16k \ln \left(\frac{r}{r_w} \right) \right) \right] + \frac{kR^4}{64D} - \frac{kr_w^2}{32D} R^2 \quad (16)$$

其中:

$$k = P_d / [\ln(R/r_w)]$$

$$D = Ez^3 / [12(1-\nu^2)]$$

式中: b 为距注气孔水平距离 r 处的裂隙宽度; P_d 为喷气压力; R 为裂隙半径; r_w 为注气管的半径; E 为土弹性模量; z 为劈裂深度; ν 为土泊松比。三个过程相互耦合, 根据裂缝扩展的两个临界条件 (气体剩余量大于零、裂隙尖端气压大于土体起劈压力) 采用二分法数值求解得出最终的裂隙最大宽度和扩展半径。

Murdoch^[61-62] (2002) 在研究浅层细粒土水力劈裂裂隙形态时指出, 裂隙扩展半径与水平裂隙深度的比值可反映土体变形的形式, 当该比值大于 2 或者 3 时裂隙扩展主要引起地表隆起, 且最大裂隙宽度可近似用地表隆起值表示; 当该比

值小于 1 时裂缝扩展主要引起裂缝深度处土体的压缩,地表无明显隆起。根据 Murdoch^[62]的统计结果,其中超过 80%的裂缝半径与深度比值大于 2 或 3,即裂缝扩展主要引起地表的隆起。

章定文^[13](2007)根据 Murdoch(2002)等的统计结果,假设劈裂裂隙的最大宽度等于地表土体最大隆起值,得到裂缝宽度的计算公式为:

$$b = b_0 \left[1 - (r/a)^2 \right]^2 \quad (3.12)$$

其中:

$$b_0 = \frac{3Pa^4}{8d^3E}$$

其中: r 为距离注气孔的距离; a 为裂隙半径; d 为上覆土层厚度; E 为土体压缩模量。章定文认为假设为张拉破坏机理时,裂缝扩展半径应该通过压力衰减、气体渗漏、土体变形三个方程耦合求解得到;假设为剪切破坏机理时,裂缝扩展半径等同于圆孔扩张理论中的塑性区大小,塑性区半径的表达式由 Vesic^[32](1972)给出。

综合以上研究可看出,裂隙扩展模型由最初的考虑一维渗漏的 Cater 模型发展到后来的考虑尖端圆滑闭合、压力衰减等的二维 PKN 模型、CGD 模型,再到考虑气体渗漏、压力衰减、土体变形相互耦合的气压劈裂裂隙扩展模型,形成了较为成熟的理论体系。近些年有关气压劈裂的研究基本上采用上述理论体系的假设:劈裂形状为以注气孔为中心的圆形,裂隙扩展方向为水平方向,气体渗漏采用流网法或解析法,压力衰减采用考虑气土摩擦作用的表达式,土体变形采用弹性地基梁假设下推导的表达式或根据地表隆起数据得到的经验公式,裂隙扩展结果通过耦合三个方程得到^[13,15,20,63]。

然而上述理论体系若干假设较为理想,其中假设劈裂扩展形状为沿注气孔呈圆形向外扩展,虽然有实际的工程案例支撑这种观点,但也有其他证据显示气压劈裂会在土体中产生大量的微小裂缝,即产生一个气压劈裂扰动区^[64],故该项假设的合理性和适用性有待进一步探究。劈裂扩展形状的假设会影响到土体渗透特性改变的定量分析,对此虽然有学者提出气压劈裂后土体的渗透系数提高两个数量级^[5,9,63],但这是不精确的,因此有必要提出定量化的渗透性变化模型。裂隙扩展模型模型中关于压力衰减、气体渗漏两个过程有比较统一的观点,但关于土体变形,Puppala^[9]、Murdoch^[61]、章定文^[13]、左胜甲^[20]等都提到了存

在压缩土体和抬升土体两种机理,并给出了抬升机理假设下的土体变形方程,但关于压缩机理,没有给出土体变形方程,随着注气深度的增加,土体变形将更多的表现为压缩机理,故压缩机理下的土体变形情况有待进一步探究。

3 气压劈裂监测技术

气压劈裂监测技术是检验气压劈裂处理效果的重要组成部分,对于气压劈裂的理论研究和工程应用都非常重要。气压劈裂监测技术主要包括对劈裂裂隙的几何形态(裂缝宽度和裂缝扩展范围等)的监测、对裂隙中气体压力和流量的监测以及对周围土体响应(孔压和渗流排水等)的监测。目前已开发多种气压劈裂监测技术,包括基准梁、倾斜仪、钻孔摄像机、钻孔压力传感器和压力流速指示器、孔压计、示踪剂等,分别介绍如下。

基准梁:浅层气压劈裂过程中会造成地表隆起,通过地表隆起量的量测可以反映劈裂裂隙的形态。基准梁系统是指在注气孔周围间隔布置起伏杆(heave rods),通过水准观测得到每个位置处地表隆起状况,从而反推土中裂隙的宽度和影响半径(如图 8 所示)。这种方法的缺陷在于不能实时监测地表隆起变化,也就不能给出裂隙发展的时程曲线。尽管如此,早期科研工作者通过基准量得到了很多较为规律的现场结果,典型结果如图 9 所示^[9]。

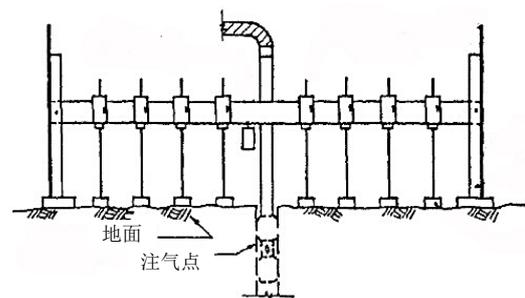


图 8 基准梁系统示意图^[5]

Figure 8 Schematic diagram of the reference beam^[5]

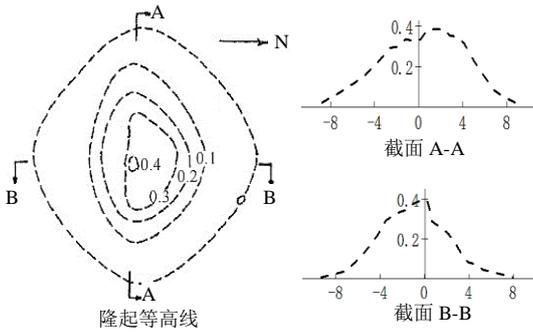
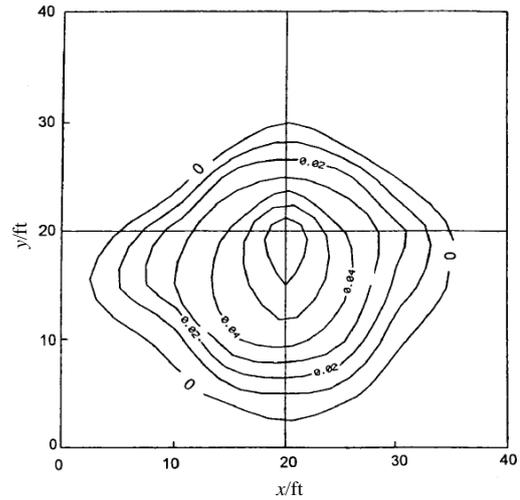


图 9 基准梁方法得到的地表隆起曲线^[9]

Figure 9 Heave diagram and information from reference beam^[9]

倾斜仪：为进一步完善地表隆起测试方法的不足，提出了倾斜仪方法^[6,9]。倾斜仪可以实时监测地表隆起的动态过程，从而得到土体中裂隙扩展的规律。典型的倾斜仪布置方法是以地表注气孔为中心，沿正交方向分别等间距布置倾斜仪，通过电子信息采集系统，可以监测最小 0.5 s 间隔的地表隆起过程。如图 10 所示^[65]。



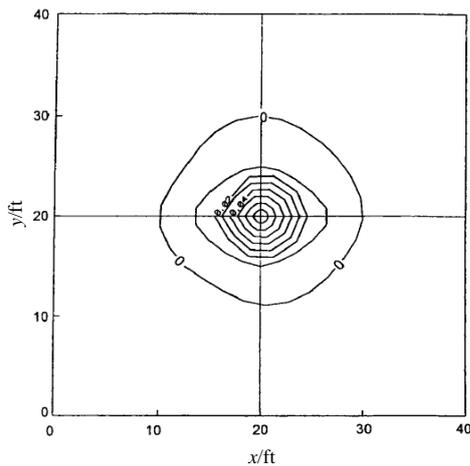
(c) 5 min 时地表隆起等值线图

图 10 不同时刻地表隆起等值线图^[65]

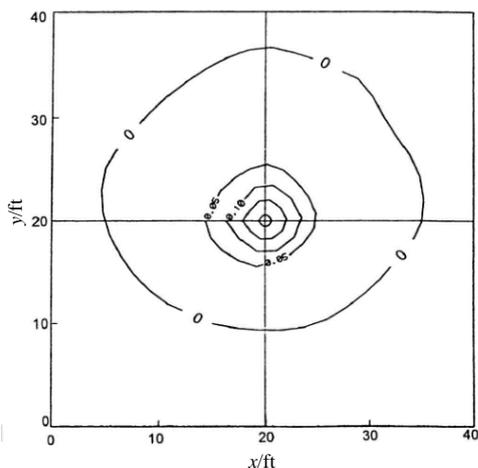
Figure 10 Heave contour of ground surface of pneumatic fracturing^[65]

钻孔摄像机：高分辨率钻孔摄像机可用于直接检查气压劈裂的裂隙状况。注气之前，将摄像机进行包装后通过钻孔沉入到指定位置处，并建立钻孔的基线记录，注气之后再次检查钻孔的劈裂情况，通过前后土体照片对比来研究气压劈裂对土体的影响。

钻孔压力传感器：将注气管置于劈裂深度处后，正式注气之前，将孔下压力传感器固定在喷嘴以上大约 10 cm 位置处。随后进行注气、二次注气过程，传感器可以完整的记录气压劈裂过程中的完整压力时程曲线，根据曲线可以得到起劈压力、二次起劈压力、裂隙维持压力等参数。仪器如图 11 所示。



(a) 2 s 时地表隆起等值线图



(b) 16 s 时地表隆起等值线图

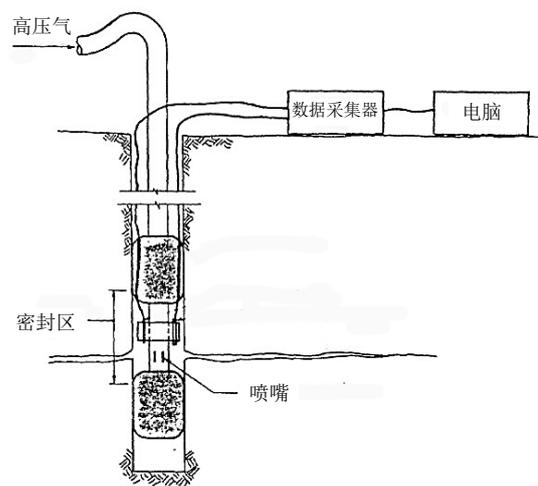


图 11 钻孔压力传感器^[5]

Figure 11 Schematic diagram of borehole pressure transducer^[5]

压力流速指示器：在气压劈裂钻井周围布设监测井，监测井位置处放置定制的压力流速指示器，如图 12 所示。指示器与地表大气连通，可监测该位置处的压力和空气流量，用于估计劈裂裂缝水平方向扩展的程度。通过注气之前和之后的监测结果，可估算气压劈裂的扩展范围，同时可建立压力等值线，通过等值线的轮廓判断裂缝扩展的优选方向，有利于对现场地质和注气参数进一步的研究。

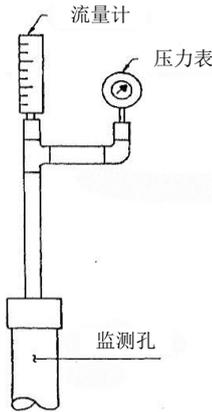


图 12 压力流速指示器^[6]

Figure 12 Schematic diagram of pressure-flow indicator^[6]

示踪剂法：Christiansen^[66]（2008）在气压劈裂过程中注入雾化后的荧光示踪剂混合物，气压劈裂结束后钻孔、取芯、开挖，通过芯样和开挖断面可以清楚的观察到劈裂裂隙的延伸范围和裂隙宽度。

孔压计：模型试验中，可在土体中不同位置处埋设孔压计，注气后，孔压计可通过信息采集系统实时监测孔压变化，研究土体孔压响应过程和消散规律。图 12 为章定文等^[50]（2009）研究气压劈裂的室内模型试验装置图，在模型桶的土中不同高度、不同径向距离位置处埋设微型孔压计，其中用千分表记载竖向变形，与前述的基准梁法类似。

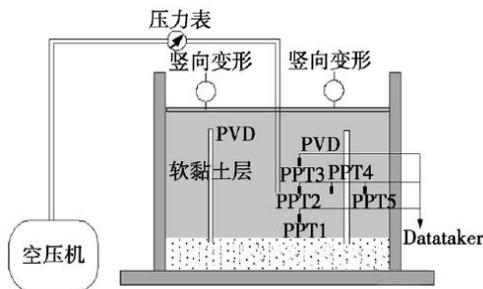


图 13 气压劈裂模型试验监测装置图^[50]

Figure 13 Schematic diagram of model tests of pneumatic fracturing^[50]

综合来看，目前已存在的气压劈裂监测技术多针对于现场大规模气压劈裂试验，较少有针对室内气压劈裂模型试验的监测方法，尤其是对于模型试验中裂隙的形态参数的测量十分困难。目前较多的做法是通过地表土体隆起量来间接得到裂隙形态参数，包括裂隙宽度和裂隙半径，但是随着气压劈裂技术的发展，注气深度必然越来越深，深部土体的劈裂裂隙大多或几乎被裂隙周围土体的弹性应变所吸收，反映到地表的隆起量几乎为零，即通过测量地表隆起反推得到的裂隙宽度只是真实裂隙宽度的下限值，注气位置越深，这种偏差越大。除了从地表隆起量测量入手，如何直接观测土体中裂缝扩展情况，这是一个值得研究的问题，笔者认为解决该问题的一个思路是模型试验装置可使用透明细长狭槽代替透明模型桶，这样从侧面即可观察到裂缝的宽度大小和延伸范围，但存在高压气体沿狭槽壁面向上溢出的情况，这会影响到裂隙扩展情况的判断，这个问题也需要解决。

4 结 语

从 20 世纪 90 年代气压劈裂技术提出到现在，该技术的应用领域逐渐从污染场地修复发展到地基加固工程，具有高效性、适用性、经济性。本文从气压劈裂机理、气压劈裂裂隙扩展模型、气压劈裂监测技术三个方面总结了气压劈裂技术的研究进展，指出其现存问题和未来研究的发展趋势：

(1) 总结了众多学者提出的劈裂机理模型，基本上分为剪切破坏机理和张拉破坏机理两类，水力劈裂机理较好的适用于气压劈裂，讨论了两种机理的适用性，结论可用于气压劈裂起劈压力的判断：当注气位置处初始地应力较低且土抗剪强度较大时，使用拉伸破坏机理推荐的劈裂压力表达式判断是否起劈；当注气位置处初始地应力较高且土抗剪强度较小时，使用剪切破坏机理推荐的劈裂压力表达式判断是否起劈。对于初始地应力情况和土抗剪强度位于两者之间的情况，推荐同时按照上述两种机理计算，取结果较小者为起劈压力。

(2) 总结了众多学者提出的裂隙扩展模型。关于裂隙的扩展方向基本上都认为是垂直于小主应力方向，忽略了基于剪切破坏机理的裂隙扩展方向问题，该扩展方向是否与大主应力成 $45^\circ \pm \phi/2$ 夹角，有待进一步研究；关于裂隙的扩展模型大

多基于较理想的简化,比如裂隙扩展究竟是简化为单一扩展的圆盘还是简化为统计意义上的气压劈裂扰动区,两种简化各自的适用性如何,有待进一步研究;目前关于气压劈裂后土体渗透性改变的定量描述尚不成熟,有待进一步探究;关于土体变形方程目前基本上都是假设抬升土体给出,如果假设为压缩土体的机理,土体如何变形,有待进一步探究。

(3)总结了气压劈裂监测技术的研究现状。目前气压劈裂监测技术大多基于现场试验、基于地表监测,然而室内模型试验仍然是气压劈裂理论研究必不可少的手段,故如何更好的对室内模型试验进行监测,有待进一步探究。随着气压劈裂技术逐渐向深厚软黏土地区中发展,通过地表变形测量已不能满足研究的需要,如何更精准的针对土体内部的变形、压力变化、流体运移情况进行监测,有待进一步探究。

参考文献:

- [1] Schuring J R, Jurka V, Chan P C. Pneumatic fracturing to remove VOCS[J]. Remediation Journal, 1991, 2(1): 51-68.
- [2] Papanicolaou P. Laboratory model studies of pneumatic fracturing of soils to remove volatile organic compounds[D]. New Jersey: New Jersey Institute of Technology, Department of Civil and Environmental Engineering, 1989.
- [3] Shah N P. Study of pneumatic fracturing to enhance vapor extraction of the vadose zone[D]. New Jersey: New Jersey Institute of Technology, Department of Civil and Environmental Engineering, 1991.
- [4] Ng N. Enhancement of air flow and contaminant removal in fractured soil[D]. New Jersey: New Jersey Institute of Technology, Department of Civil and Environmental Engineering, 1991.
- [5] King T C. Mechanism of pneumatic fracturing [D]. New Jersey: New Jersey Institute of Technology, Department of Civil and Environmental Engineering, 1993.
- [6] Nautiyal D. Fluid flow modeling for pneumatically fractured formations[D]. New Jersey: New Jersey Institute of Technology, Department of Civil and Environmental Engineering, 1994.
- [7] McGonigal S T. Integration of pneumatic fracturing and in situ vitrification in coarse grained soils[J]. 1995.
- [8] Venkatraman S N, Schuring J R, Boland T M, et al. Application of pneumatic fracturing to enhance in situ bioremediation[J]. Journal of soil contamination, 1998, 7(2): 143-162.
- [9] Puppala S. Pneumatic fracture propagation and particulate transport in geologic formations[D]. New Jersey: New Jersey Institute of Technology, Department of Civil and Environmental Engineering, 1998.
- [10] Shen S L, Miura N, Koga H. Interaction mechanism between deep mixing column and surrounding clay during installation[J], Canadian Geotechnical Journal, 2003, 40(2): 293-307.
- [11] 吴燕开. 排水粉喷桩(2D工法)加固软土地基原理与应用研究[D]. 南京: 东南大学, 2005.
- [12] 刘松玉, 杜广印, 洪振舜等. 排水粉喷桩加固软土地基(2D工法)的试验研究[J]. 岩土工程学报, 2005, 08: 869-875.
- [13] 章定文. 气压劈裂机理与排水粉喷桩复合地基设计理论研究[D]. 南京: 东南大学, 2007.
- [14] 刘松玉, 洪振舜, 章定文. 气压劈裂真空预压法加固软土地基操作方法[P]. 江苏: CN1664245, 2005-09-07.
- [15] 韩文君. 劈裂真空法加固软土地基理论与工程应用研究[D]. 南京: 东南大学, 2008.
- [16] 刘松玉, 韩文君, 章定文, 等. 劈裂真空法加固软土地基试验研究[J]. 岩土工程学报, 2012, 4: 591-599.
- [17] 胡平川, 周建, 温晓贵, 等. 电渗-堆载联合气压劈裂的室内模型试验[J]. 浙江大学学报(工学版), 2015, 49(08): 1434-1440.
- [18] 吴慧明. 一种应用气溶胶对软土地基进行扰动处理的方法[P]. 浙江: CN106677156A, 2017-05-17.
- [19] 吴慧明. 一种纵横立体分层增压排水地基处理方法[P]. 浙江: CN108018851A, 2018-05-11.
- [20] 左胜甲. 气压深松特性及技术的试验研究[D]. 哈尔滨: 东北农业大学, 2016.
- [21] 左胜甲, 孔德刚, 刘立意, 等. 基于气压劈裂原理的气压深松效果试验[J]. 农业工程学报, 2016, 32(01): 54-61.
- [22] 左胜甲, 孔德刚, 陈海霞, 等. 基于气压劈裂原理的气压深松机设计[J]. 中国农机化学报, 2017, 38(04): 5-10.
- [23] 左胜甲, 孔德刚, 刘春生, 等. 气压深松土壤孔隙度测试与分析[J]. 农业工程学报, 2017, 33(01): 162-166.
- [24] 左胜甲, 孔德刚, 汉语, 等. 气压深松高压气体压力选取试验研究[J]. 中国农机化学报, 2018, 39(04): 9-13.
- [25] 黄文熙. 对土石坝科研工作的几点看法[J]. 水利水电

- 技术, 1982, 04: 23-28.
- [26] 谢兴华, 速宝玉. 裂隙岩体水力劈裂研究综述[J]. 岩土力学, 2004, 02: 330-336.
- [27] Hubbert M K and G Willis. Mechanics of Hydraulic Fracturing[J]. Petroleum Transactions, AIME, 1957, 210: 153-168.
- [28] Morgenstern N R and P R Vaughan. Some observations on allowable grouting pressures[J]. Grouts and drilling muds in engineering practice, 1963: 36-42.
- [29] Haimson B, Fairhurst C. In-situ stress determination at great depth by means of hydraulic fracturing[C]//The 11th US symposium on rock mechanics (USRMS). American Rock Mechanics Association, 1969.
- [30] Nowacki W K. Thermoelasticity[J]. 1962.
- [31] Bishop R F, Hill R, Mott N F. The theory of indentation and hardness tests[J]. Proceedings of the Physical Society, 1945, 57(3): 147.
- [32] Vesic A S. Expansion of cavities in infinite soil mass[J]. Journal of the Soil Mechanics and Foundations Division, ASCE, 1972, 98(SM3): 265-290.
- [33] Massarsch K R. New aspects of soil fracturing in clay[J]. Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering, 1978, 104(8): 1109-1123.
- [34] Callanan M J. Hydraulic fracture initiation by shear failure in formations at great depths[C]//Proc. Workshop on Hydraulic Fracture Stress Measurements. 1981: 181-189.
- [35] Carter J P, Booker J R, Yeung S K. Cavity expansion in cohesive frictional soils[J]. Geotechnique, 1986, 36(3): 349-358.
- [36] Panah A K, Yanagisawa E. Laboratory studies on hydraulic fracturing criteria in soil[J]. Soils and Foundations, 1989, 29(4): 14-22.
- [37] Griffith A A. The phenomena of rupture and flow in solids[J]. Philosophical Transactions of the Royal Society of London. Series A, Containing Papers of a Mathematical or Physical Character, 1921, 221: 163-198.
- [38] Orowan E. Fatigue and fracturing of metals[C]. paper presented at MIT Symposium, Boston, Mass. June, 1950.
- [39] Cambefort H. Grouting loose soils Rock Grouting and Diaphragm Wall Construction[J]. Developments in Geotechnical Engineering Vol. 55, 1955: 300-303.
- [40] Lippold F H. Cement and clay grouting of foundations: pressure grouting with packers[J]. Journal of the Soil Mechanics and Foundations Division, 1958, 84(1): 1-10.
- [41] Jaworski G W, Seed H B, Duncan J M. Laboratory study of hydraulic fracturing[J]. Journal of the Geotechnical Engineering Division, 1981 107(6): 713-732.
- [42] Vaughan P R. The use of hydraulic fracture tests to detect crack formation in embankment dam cores[J]. Inatrim Report, Department of Civil Engineering, 1971.
- [43] Mori A, Tamura M. Hydrofracturing pressure of cohesive soils[J]. Soils and Foundations, 1987, 27(1): 14-22.
- [44] Scheidegger A E. Stresses in earth's crust as determined from hydraulic fracturing data[J]. Geologic Bauwes, 1962, 27: 45-50.
- [45] Murdoch L C. Hydraulic fracturing of soil during laboratory experiments Part 2. Propagation[J]. Geotechnique, 1993, 43(2): 267-276.
- [46] Andersen K H, Rawlings C G, Lunne T A, et al. Estimation of hydraulic fracture pressure in clay[J]. Canadian geotechnical journal, 1994, 31(6): 817-828.
- [47] Mitchell J K, Soga K. Fundamentals of soil behavior[M]. Hoboken, NJ: John Wiley & Sons, 2005: 438-441.
- [48] Yanagisawa E, Panah A K. Two dimensional study of hydraulic fracturing criteria in cohesive soils[J]. Soils and Foundations, 1994, 34(1): 1-9.
- [49] Alfaro M C, Wong R C K. Laboratory studies on fracturing of low-permeability soils[J]. Canadian Geotechnical Journal, 2001, 38(2): 303-315.
- [50] 章定文, 刘松玉, 顾沉颖, 等. 土体气压劈裂的室内模型试验[J]. 岩土工程学报, 2009, 12:1925-1929.
- [51] 顾沉颖. 软土地基加固中的气压劈裂机理初步探讨[D]. 南京: 东南大学, 2008.
- [52] 胡厚田, 白志勇. 土木工程地质-第2版[M]. 高等教育出版社, 2009.
- [53] Alfaro M C, Wong R C K. Laboratory studies on fracturing of low-permeability soils[J]. Canadian Geotechnical Journal, 2001,38(2):303-315.
- [54] Wong R C K, Alfaro M C. Fracturing in low-permeability soils for remediation of contaminated ground[J]. Canadian Geotechnical Journal, 2001, 38(2): 316-327.
- [55] Howard G C, Fast C R. Optimum fluid characteristics for fracture extension[J]. Drilling and Production Practice, 1957.
- [56] Perkins T K, Kern L R. Widths of hydraulic fractures[J]. Journal of Petroleum Technology, 1961, 13(09): 937-949.

- [57] Geertsma J, De Klerk F. A rapid method of predicting width and extent of hydraulically induced fractures[J]. *Journal of Petroleum Technology*, 1969, 21(12): 1571-1581.
- [58] Nordgren R P. Propagation of a vertical hydraulic fracture[J]. *Society of Petroleum Engineers Journal*, 1972, 12(04): 306-314.
- [59] Daneshy A A. On the design of vertical hydraulic fractures[J]. *Journal of Petroleum Technology*, 1973, 25(01): 83-97.
- [60] Khristianovic S, Zheltov Y. Formation of vertical fractures by means of highly viscous fluids[C]//Proc. 4th world petroleum congress, Rome. 1955, 2: 579-586.
- [61] Murdoch L C. Mechanical analysis of idealized shallow hydraulic fracture[J]. *Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering*, 2002, 128(6): 488-495.
- [62] Murdoch L C, Slack W W. Forms of hydraulic fractures in shallow fine-grained formations[J]. *Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering*, 2000, 128(6): 479-487.
- [63] 章定文, 刘松玉, 韩文君. 土体气压劈裂原理与工程应用[M]. 科学出版社, 2014.
- [64] 濮居一, 韩文君, 刘松玉, 章定文. 真空荷载作用下劈裂效果分析[J]. *岩石力学与工程学报*, 2014, 33(S1): 3029-3035.
- [65] Ding Y, Schuring J R, Chan P C. Volatile contaminant extraction enhanced by pneumatic fracturing[J]. *Practice Periodical of Hazardous, Toxic, and Radioactive Waste Management*, 1999, 3(2): 69-76.
- [66] Christiansen C M, Riis C, Christensen S B, et al. Characterization and Quantification of Pneumatic Fracturing Effects at a Clay Till Site[J]. *Environmental Science & Technology*, 2008, 42(2): 570-576.