

DOI: 10.11779/CJGE20240239

抽水蓄能电站上水库防渗土工膜弹性变形性能试验研究

赵泓宇, 吴海民*, 束一鸣, 易 枫

(河海大学水利水电学院, 江苏 南京 210024)

摘 要: 针对抽水蓄能电站上水库防渗土工膜变形适应性问题, 自研了一套土工膜多向拉伸气胀试验装置。通过试验探讨了试样夹具尺寸、加载速率及变形等待时间等关键因素对试验结果的影响规律, 在此基础上提出了模拟水位升降条件下土工膜弹性可恢复变形特性试验方法。采用该试验方法对 HDPE, LLDPE 和 PVC 三类抽水蓄能电站上水库防渗常用的土工膜弹性变形性能进行了对比试验研究。试验结果表明: 传统单向拉伸试验方法具有局限性, 多向拉伸试验得到土工膜极限破坏应变均远小于单向拉伸试验结果; 多向拉伸条件下, HDPE 和 LLDPE 膜在较低应变水平即发生明显屈服, 弹性可恢复应变范围仅为 1%~3%, 而 PVC 膜没有明显屈服, 弹性可恢复应变范围能达到 22.8%以上, 且越厚的 PVC 膜具有更大弹性可恢复变形能力, 同时也具有较高的拉伸强度。土工膜防渗工程设计选型中, 应根据防渗体可能发生的最大变形量, 来选用具有足够弹性可恢复变形能力的土工膜材料。

关键词: 抽水蓄能电站; 防渗; 土工膜选型; 多向拉伸试验; 弹性变形性能

中图分类号: TU411

文献标识码: A

文章编号: 1000-4548(2025)11-2431-10

作者简介: 赵泓宇(2000—), 男, 硕士研究生, 主要从事土工合成材料防渗排水方面的研究工作。E-mail: zhaohy0826@163.com。

Experimental study on elastic deformation properties of geomembranes used as barriers in upper reservoir of pumped storage power stations

ZHAO Hongyu, WU Haimin, SHU Yiming, YI Feng

(College of Water Conservancy and Hydropower Engineering, Hohai University, Nanjing 210024, China)

Abstract: Aiming at the deformation adaptability of geomembranes used as barriers in the upper reservoir of pumped storage power stations, a set of bubble inflation multiaxial tension testing equipment for geomembranes is developed. The experimental studies are conducted on the influence rules of the key factors including dimensions of specimen clamp, loading rates, and waiting time of deformation on the test results. Subsequently, a test method to simulate the elastic recoverable deformation properties of geomembranes under fluctuating water levels is formulated based on these findings. This method is applied to the comparative researches on the elastic deformation properties of HDPE, LLDPE and PVC geomembranes commonly used as barriers in the upper reservoir of pumped storage power stations. The experimental results indicate that the traditional uniaxial tensile test method has limitations. Under the multiaxial tensile conditions, the ultimate strains of geomembranes are significantly lower than those obtained from the uniaxial tensile tests. Under the multiaxial tensile conditions, the HDPE and LLDPE geomembranes exhibit pronounced yielding at relatively low strain levels, with elastic recoverable strain ranges of only 1% to 3%. In contrast, the PVC geomembranes do not exhibit significant yielding, with elastic recoverable strain ranges exceeding 22.8%. Moreover, thicker PVC geomembranes demonstrate greater elastic recoverable deformation capabilities and higher tensile strengths. In the selection of geomembranes for engineering design, the geomembranes with sufficient elastic recoverable deformation capabilities should be chosen based on the maximum deformation value of the seepage prevention structures.

Key words: pumped storage power station; seepage prevention; geomembrane selection; multiaxial tension test; elastic deformation property

基金项目: 国家自然科学基金项目 (51379069, 51409083) This work was supported by National Natural Science Foundation of China Project (Grant Nos.51379069, 51409083).

收稿日期(Received): 2024-03-17

修回日期(Revised): 2024-09-04

接受日期(Accepted): 2024-09-27

网络出版日期(Online): 2024-09-28

*通信作者 (E-mail: wuhaimin@hhu.edu.cn)

0 引言

抽水蓄能电站作为当今经济性最优、技术最成熟、最具大规模开发条件的大容量储能方式，是保障电力系统安全稳定运行的重要支撑^[1]。抽水蓄能电站水头高、水库水位变幅大、升降频繁，上水库一旦渗漏，将对工程区水文地质条件造成恶化、产生渗透破坏和集中渗漏，将引起灾难性事故，极大威胁下游人民的生命财产安全。因此，抽水蓄能电站上水库防渗系统可靠性比常规水电站水库防渗要求更高。

相较于传统防渗型式，土工膜具有防渗性能好、适应地基变形能力强、施工便捷、造价低等优点，目前已广泛运用于国内外大型抽水蓄能电站的上水库防渗工程中。如国外已建日本今市、冲绳海水蓄能电站，以色列 K 抽水蓄能电站；中国已建的山东泰安、江苏溧阳和刚建成的江苏句容等抽蓄电站工程，均取得了良好的防渗效果和经济效益^[2]。土工膜用于抽水蓄能电站上水库库盘防渗，在库底填方区、挖填方分界以及进出水口等周边刚性建筑物连接部位等区域会存在较大的局部集中变形，如果超过土工膜的变形能力，就会威胁到土工膜防渗体安全。所以，抽水蓄能电站库盘防渗土工膜的变形能力及对于抽蓄电站运行条件的适应性是材料设计选型的关键指标。在《水电工程土工膜防渗技术规范》中，土工膜材料设计选型主要依据现行标准中的单向力学性能试验方法，未反映工程实际中土工膜所处的多向拉伸受力状态，故试验结果无法直接用于工程设计和安全复核。

相比单向拉伸试验，多向拉伸试样更能反映库盆防渗土工膜的受力变形状态。早期对土工膜多向拉伸力学特性研究大多采用液体胀破，如为评估水压力作用下土工膜抵抗垫层局部沉降的能力，Merry 等^[3-4]研制了液胀多向拉伸试验装置，并对不同土工膜的多向拉伸性能进行系列研究。Bray 等^[5]采用单向宽条拉伸和液胀多向拉伸试验对不同土工膜力学性能进行对比研究，提出应采用符合土工膜实际受力状态的多向拉伸试验方法进行力学性能测试。Charalambides 等^[6]首次采用图像处理技术监测液胀试验中土工膜的变形情况，但由于过程复杂，在之后的研究中未能广泛运用。由于液胀试验尺度和变形相对较小，难以精确观测，且液压控制不如气压方便，现如今大多采用气胀试验模拟土工膜多向大变形拉伸^[7]。如 Galliot 等^[8]在气胀试验中结合三维光学观测系统，有效解决了气胀试验中试样变形非接触测量问题。Xu 等^[9]对气胀试验夹具尺寸进行试验优化，结果表明直径 180 mm 以上对试验结果影响甚微。薛霞等^[10]通过大量气胀试验，揭示土工膜在多向应力条件下的气胀变形破坏特性。Sainov^[11]将气胀试验结果与液胀及平面双向拉伸试验

结果比较分析，发现气胀试验在力学特性及稳定性方面具有优越性。上述研究对于土工膜多向拉伸基本方法、装置条件以及破坏强度等方面提供了科学认知，但缺少对工程设计需要关注的土工膜弹性阶段变形性能的研究。

束一鸣^[12]2019 年首次提出：在面膜堆石坝防渗膜设计选型中，应重点关注土工膜多向拉伸弹性阶段的变形性能。对于抽蓄电站上水库，其水位变幅大、升降频繁，防渗体将承受循环往复荷载，故其材料选型设计需考虑土工膜弹性阶段可恢复变形能力，如此才能保证防渗体在电站运行期的变形安全。因此，为了进一步揭示在循环往复荷载作用下不同种类土工膜的变形性能。本文在提出的模拟多向拉伸及荷载升降作用下气胀试验方法基础上，开展土工膜多向拉伸加-卸载回弹试验，研究大型抽水蓄能电站上水库中常用土工膜的多向拉伸、弹性可恢复变形性能，为抽水蓄能电站水库防渗中土工膜设计选型提供科学依据。

1 试验材料与方法

1.1 试验材料

本文试验分别针对聚乙烯（PE）与聚氯乙烯（PVC）2 类水利水电工程防渗常采用的土工膜进行对比试验研究，其中聚乙烯土工膜包括高密度聚乙烯（HDPE）和线性低密度聚乙烯（LLDPE）。因为 PE 土工膜厚度范围相对较小，一般均采用 1.5 mm 厚度，而 PVC 土工膜厚度范围相对较大，选用了 1.5~3.0 mm 厚度。根据《土工合成材料测试规程：SL 235—2012》获得的不同土工膜材料的基本物理力学特性参数见表 1。

Table 1 Physical and mechanical properties of geomembranes						
材料名称	厚度/mm	密度/(g·cm ⁻³)	屈服强度/MPa	屈服伸长率/%	断裂强度/MPa	断裂伸长率/%
HDPE 膜	1.5	0.941	16.27	12.8	29.49	723
	1.5	0.925	12.96	13.2	26.74	796
	1.5	1.310	—	—	22.33	236
LLDPE 膜	2.0	1.308	—	—	19.23	296
	2.5	1.309	—	—	18.31	307
	3.0	1.309	—	—	17.46	338

注：拉伸力学特性试验采用哑铃型试样。

1.2 多向拉伸试验方法

为了模拟抽水蓄能电站上水库防渗土工膜的实际受力状态，本文采用气胀试验来实现土工膜的多向拉伸状态。试验原理如图 1 所示，试验方法参考多向拉伸试验规范（ASTM D5617—04），具体试验步骤如下：按照试验装置尺寸裁制试样，将试样安装锚固在气胀试验装置的夹具上，采用空压机及精密调压阀按一定速率分级加压实现土工膜试样鼓胀变形直至达到破

裂。试验过程中, 采用两台高清摄像机分别在试样的顶部和侧面拍摄变形过程。试样中心区绘有 $10\text{ cm} \times 10\text{ cm}$ 的正方形白色网格标记点, 通过 Matlab 软件处理试验过程中不同时刻拍摄的图像, 获取边缘上相邻标记点的坐标集, 以此得到拟合函数 $f(x)$, 再根据式 (4) 进行应变测算, 获得试样中心区实时拉伸应变^[13], 应变计算原理示意图见图 1 (b)。本文基于体积不变原理 (式 (1)) 换算土工膜的实时厚度, 并在应力计算公式中予以考虑; 在应变测算中, 由于土工膜鼓胀后期轮廓近似椭圆形, 因此本文不采用规范中圆弧几何换算的方法, 而是采用上述图像处理方法直接测算。试样中心区的应力和应变计算公式为

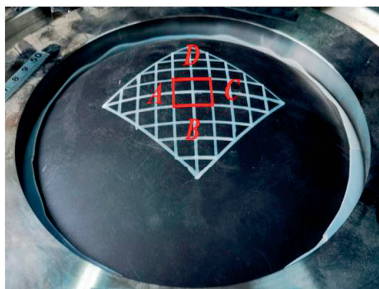
$$t = t_0 \frac{S_0}{S} = \frac{l_0^{AC} l_0^{BD}}{l^{AC} l^{BD}} t_0 = \frac{1}{\varepsilon_{AC} \varepsilon_{BD}} t_0, \quad (1)$$

$$\sigma = \frac{pR}{2t} = p \frac{(r^2 + h^2) \varepsilon_{AC} \varepsilon_{BD}}{4ht_0} \quad (h < r), \quad (2)$$

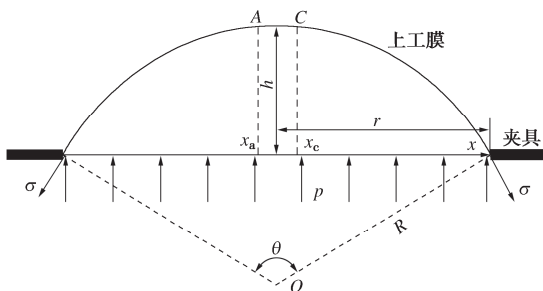
$$\sigma = \frac{pr}{2t} = p \frac{r \varepsilon_{AC} \varepsilon_{BD}}{2t_0} \quad (h \geq r), \quad (3)$$

$$\varepsilon_{AC} = \frac{\int_{x_a}^{x_c} \sqrt{1 + (f'(x))^2} dx}{l_0^{AC}}. \quad (4)$$

式中: t_0 , t 为试样中心区初始、实时厚度; S_0 , S 为中心区 $ABCD$ 初始、实时面积; r 为半径; h 为鼓胀高度; σ 为应力; p 为气压; R 为圆弧段曲率半径; x_a , x_c 为 A , C 点横坐标; $f'(x)$ 为 AC 段曲线拟合函数的导函数; l_0^{AC} , l_0^{BD} , l^{AC} , l^{BD} 为 AC , BD 线段的初始、实时长度; ε_{AC} , ε_{BD} 为 AC , BD 线段的应变。



(a) 中心区及厚度计算



(b) 应力应变计算

图 1 气胀试验土工膜试样应力变形计算原理示意图

Fig. 1 Schematic diagram of stress and deformation calculation for geomembrane specimens during bubble inflation tests

1.3 气胀试验夹具尺寸优化

关于土工膜多向拉伸试验夹具尺寸, 中国水利行业测试标准 SL235—2012 中夹具内径采用 30.5 mm, ASTM D5617—04 标准中则规定至少 450 mm。然而相关研究认为: 不同夹具尺寸会影响土工膜胀破压力及破坏强度^[7, 14]。因此, 为了得到准确的试验结果, 同时考虑试验的便利性, 需依据本文试验条件与材料, 通过分析选定合适的夹具尺寸。合适夹具尺寸应满足以下 3 个条件: ①空压机提供的气压值能将土工膜试样胀破; ②夹具尺寸不宜过大, 便于试样安装密封以及变形监测等实施操作; ③试验结果要符合现有研究成果得到的基本规律 (Merry 等^[15]研究发现, 当夹具直径与膜厚比大于 60 时, 结果基本一致)。

用于计算土工膜多向拉伸应力的式 (2), (3) 中共涉及 p , r , h , t_0 4 个参数。对于本文某一种材料的试验, t_0 是已知且固定的, 而气压 p 为试验施加的荷载, 所以这两个参数可不作为尺寸优化分析的变量考虑。只需将 t_0 和 p 作为某一确定值, 研究变量 h 和 r 对试验结果的影响, 进一步探究夹具尺寸的最优范围。

气胀试验得以成功, 必须保证在试验气压下土工膜试样的应力能够超过其胀破强度, 即在最大气压工况下能够胀破最厚土工膜试样。通过分析气胀试验应力计算公式 (2), (3) 可知: 即对于一定厚度 t_0 的土工膜试样, 试验可施加的压力 p 越大, 变形胀破所需夹具直径 r 就越小; 而对于某一试验压力 p , 土工膜厚度 t_0 越大, 变形胀破所需夹具直径 r 就越大, 反之亦然。因此, 按照本试验采用空压机所能提供的最大气压及土工膜最大厚度, p 取 1 MPa, t_0 取 3 mm。由于式 (2), (3) 中 ε_{AC} , ε_{BD} 难以量化, 故以整个土工膜的平均厚度 t_g (式 (5)) 作为中间量, 通过大量试验可知, 试验中土工膜均是从中心开始破坏, 厚度从中心区至夹具边缘逐渐增加, 即以整体计算出的平均厚度 t_g 必然大于中心区实时厚度 t , 则式 (2), (3) 计算出的应力 σ 必然大于以式 (6), (7) 计算出的应力 σ_g , 根据极值易推导得到最小胀破强度计算公式如下:

$$t_g = t_0 \frac{S_{g0}}{S_g} = \frac{r^2}{r^2 + h^2} \quad (t_0 > t), \quad (5)$$

$$\sigma > \sigma_g = p \frac{(r^2 + h^2)^2}{4r^2 ht_0} \quad (h < r), \quad (6)$$

$$\sigma > \sigma_g = \frac{pr}{2t} = p \frac{r^2 + h^2}{2rt_0} \quad (h \geq r), \quad (7)$$

$$\sigma_{\min} > \sigma_{g\min} = \frac{4\sqrt{3}}{27} r \geq \sigma_p \left(h = \frac{\sqrt{3}}{3} r \right), \quad (8)$$

$$\sigma_{\min} > \sigma_{g\min} = \frac{1}{3}r \geq \sigma_p \quad (h=r) \quad (9)$$

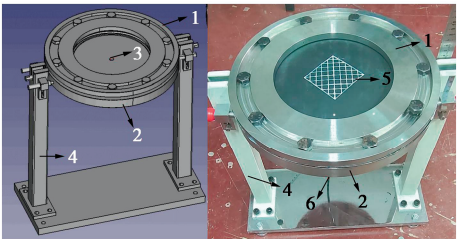
式中： t_g 为试样平均厚度； S_{g0} ， S_g 为试样初始、实时鼓胀面积； σ_g 为以平均厚度计算出的应力。

参考文献[11]中不同类型土工膜的胀破强度，代入式（8），（9），并结合条件③，可求得夹具最小半径 r （表 2）。表中 r_1 和 r_2 分别由式（8），（9）计算得到， r_3 是根据直径与厚度比为 60 的要求计算得到。因此试验夹具以 90 mm 为最小半径，考虑一定预留值，最终本文气胀试验的夹具半径选定为 100 mm，试验装置及实物照片如图 2 所示。

表 2 典型土工膜气胀夹具最小内径

Table 2 Minimum inner diameters of bubble inflation test fixture for typical geomembranes

材料	胀破强度/MPa	r_1 /mm	r_2 /mm	r_3 /mm
PE	18.0	70.14	54.0	90
PVC	12.5	48.71	37.5	



1. 上法兰盘 2. 下法兰盘 3. 进气口
4. 固定支架 5. 土工膜试样 6. 进气管

图 2 气胀多向拉伸试验装置

Fig. 2 Bubble inflation multi-axial tension testing equipment

1.4 加-卸载气胀试验方法

为了模拟抽水蓄能电站上水库水头升高、降低的往复变动，本文在上述气胀多向拉伸试验基础上，通过加-卸载回弹试验，探究土工膜在往复加、卸载作用下的弹性可恢复变形性能。如图 3 所示，在应力应变关系曲线上选定若干卸载起始点（1，2，3，4），测量加载-卸载后试样中心区累积变形，每次加载和卸载均需等待充分变形（加载、卸载变形等待时间），直至出现塑性变形，以此来揭示在水位往复变动工况下，土工膜不发生累计塑性变形的能力。

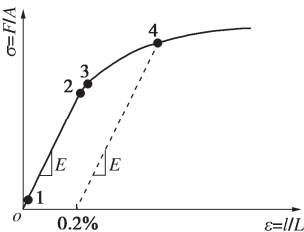
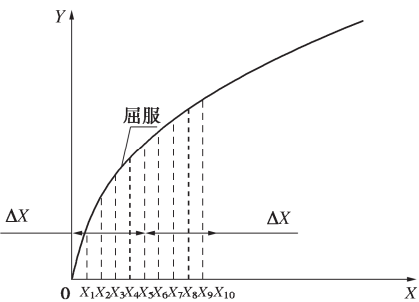


图 3 典型加-卸载试验应力应变关系曲线

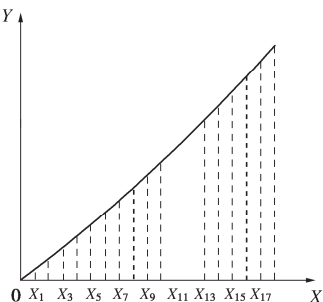
Fig. 3 Typical stress-strain curves of loading-unloading tests

在加-卸载试验中，要想找到某一种土工膜材料准确的弹塑性变形临界点，就需要取足够多的卸载起始点进行试验；由于塑性变形的不可逆性，一旦发生塑性变形，则试验立即结束，故必然需要重复多次试验才能找到弹性变形的临界点。因此，为了减少试验工作量，提高结果准确性，本文采取类似二分法的指数部分搜索来优化弹塑性临界点的寻找过程。

以图 4（a）中有屈服峰情况为例，假设红色曲线为已知应力应变函数曲线，则选取 2 倍的屈服段（ $2 \times \Delta X$ ）为考察范围，将对应试验气压值等分成若干份，依次考察 $X_1, X_2, X_4, \dots, X_{2n}$ 的加载-卸载后残余应变值，若是出现残余应变不等于 0 的情况，则以 $[X_{2i}, X_{2(i+1)})$ 为新的考察区间（如图中 X_8 首次出现了塑性应变，则选取 $[X_4, X_8)$ 为新的考察区间），循环往复，不断减小搜索间隔，直至残余应变达到规定精度，近似为 0。对于图 4 中（b）没有屈服峰的情况则直接均分，按照上述方法进行迭代查找。材料的弹塑性临界值通常在较小应变值出现，因此采用该搜索方法能最大程度缩小搜索范围，极大的减少试验工作量，从而准确获得材料的实际弹性变形范围。搜索弹塑性临界点的具体计算流程如图 5 所示。



（a）有屈服峰情况



（b）无明显屈服峰情况

图 4 指数部分搜索方法示意图

Fig. 4 Schematic diagram of index section search method

2 试验影响因素分析

2.1 加载速率对试验的影响

土工膜为高分子材料，故加载速率对试验结果会

产生影响。由于气胀试验夹具尺寸为自主设计, 现有研究资料未有相同尺寸且试验标准中也未指出合适的速率选取范围, 因此需确定合适加载速率以确保试验结果可靠性。根据预试验得到各土工膜的胀破气压, 以此确定试验中额定气压, 试验材料及气压要求见表 3, 试验加载工况见表 4。根据加载工况将土工膜试样加压至额定气压, 试验过程中监测变形。

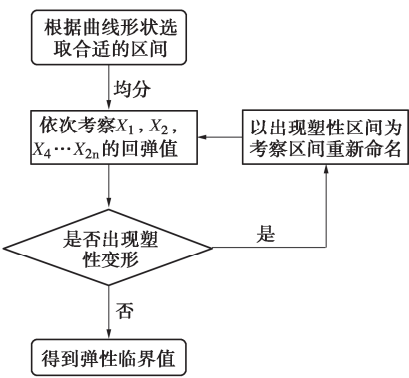


图 5 弹塑性临界点搜索方法计算流程

Fig. 5 Calculation flow of elastic-plastic critical point search method

表 3 胀破气压和额定气压			
Table 3 Bursting and rated air pressures			
材料	HDPE 膜	LLDPE 膜	PVC 膜
胀破气压	315	250	200
额定气压	300	240	180

注: PVC 选取 2.5 mm 厚为代表。

表 4 试验加载工况						
Table 4 Test loading conditions						
工况	工况 1	工况 2	工况 3	工况 4	工况 5	工况 6
速率	5	15	30	60	120	300

图 6 比较了 3 种土工膜在不同加载速率下加载至额定气压时测到的应力和应变值。由图可知, 尽管不同类型土工膜材质和力学特性存在较大区别, 但对于速率变化的影响规律存在较好一致性: 曲线均呈近似反比例相关, 在加载至额定气压时, 测得应力及应变值均随着速率增大而逐渐变小, 在加载速率达 60 kPa/min 之后, 其变化较为缓慢, 而后趋于稳定。上述试验结果表明: 对于半晶态聚合物, 在低速率拉伸过程中, 土工膜分子链有充足的时间从无定行区滑动到重新排列至有序状态, 由此展现出较高的延伸率, 鼓胀高度也因此增大, 导致应力计算偏高; 高速情况则相反, 由于分子链缺乏足够时间进行滑移和重排, 整体变形基本一致^[16]。因此, 后续试验加载速率控制在 60 kPa/min 及以上, 以减小加载速率对试验结果的影响。

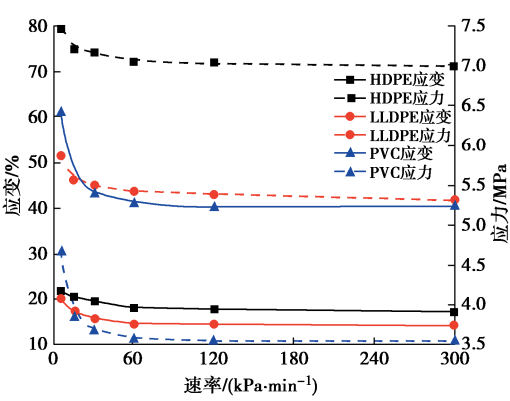


图 6 额定气压时不同加载速率下土工膜应力及应变关系

Fig. 6 Stress-strain curves of geomembranes under different loading rates at rated air pressure

2.2 变形等待时间对试验的影响

聚合物在力场的作用下通常会出现明显的时间依赖性, 即稳定分子状态的变化需要通过一定时长的分子运动 (分子链克服内摩擦阻力), 宏观表现为在固定应力状态下, 聚合物变形并不是瞬时发生的, 而是在一段时间内持续进行^[16]。目前相关标准中针对土工膜多向拉伸试验大多考虑瞬时拉伸力学特性; 但抽水蓄能电站水位高频、低速变化的特殊工况, 则需要充分考虑变形的时间依赖性, 对土工膜的弹性变形性能进行系统研究。因此, 本节从从加载变形等待时间和卸载变形等待时间两方面入手, 探究土工膜变形对时间的依赖性, 以期确定每一级加载后合适的变形等待时间。变形等待时间即每一级加载或卸载后保持压力荷载不变, 等待材料持续变形基本完成的时间。

试验按照固定加载速率将气压从 0 直接加载至额定气压 (表 3), 选取不同变形等待时间工况 (表 5), 监测在加载和卸载回弹过程中土工膜试样中心区应变和鼓胀高度变化情况。

表 5 变形等待时间工况						
Table 5 Waiting time conditions of deformation						
工况	工况 1	工况 2	工况 3	工况 4	工况 5	工况 6
时间	0	2	5	10	20	30

不同加载和卸载工况下土工膜试样中心区应变和鼓胀高度随变形等待时间变化规律如图 7 所示。由图可知, 土工膜试样鼓胀高度和中心区应变变化对加载、卸载中变形等待时间依赖性非常明显, 变化趋势基本一致: 在加载过程中, 试样中心区应变先随着变形等待时间的增加急剧增加, 在变形等待时间达 5 min 后缓慢增加, 趋于稳定。卸载过程则在变形等待时间达 10 min 后逐渐趋于稳定。聚合物材料瞬时变形主要是由分子链的拉伸与旋转引起, 而随着时间跨度的增加, 无定形区逐渐滑移、松弛, 并不断调整, 变形也随之

增大, 试验结果符合聚合物材料的基本规律^[17]。因本文主要研究土工膜弹性阶段变形性能, 不涉及流变特性, 另外考虑试验时间可行性, 后续试验选定加载变形等待时间为 5 min, 卸载变形等待时间为 10 min 即可得到稳定试验结果。综上所述, 本次试验速率选定 60 kPa/min, 加载变形等待时间为 5 min, 卸载变形等待时间 10 min。

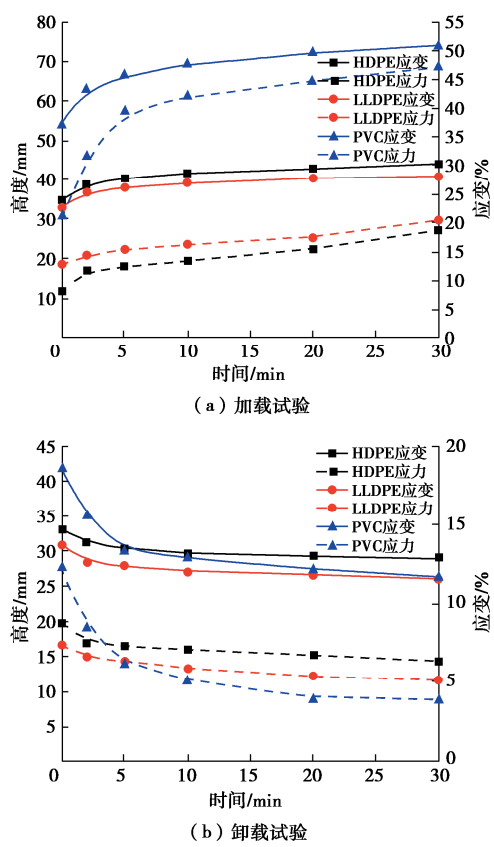


图 7 加卸载试验中应变鼓胀高度和应变随变形等待时间变化关系曲线

Fig. 7 Variation curves of bulging height and strain with waiting time of deformation in loading and unloading tests

3 试验结果与分析

3.1 气胀多向拉伸试验结果与分析

图 8 为两类土工膜在气胀多向拉伸状态下变形过程典型照片。由图 8 可知, 由于材质特性的差异, PE 膜与 PVC 膜在气压作用下变形形态并不相同, PE 膜即使在较大气压下鼓胀高度仍较小, 直至临近破坏时中心区局部快速产生较大变形; 而 PVC 膜在鼓胀变形随着气压匀速增加, 直至破裂前才急剧增加, 且整体变形较均匀。

图 9 为不同土工膜试样中心区鼓胀高度随加载气压变化关系曲线。由图 9 可以发现: 在相同气压作用下, PVC 膜鼓胀高度比 PE 膜更大并且随着厚

度增加, 其破坏鼓胀高度越大, 这意味着厚膜变形性能更强。这从侧面说明, 多向拉伸受力状态下, PVC 膜的变形能力更强, 在水压力作用下, 能很好的贴合下垫层, 适应其变形。

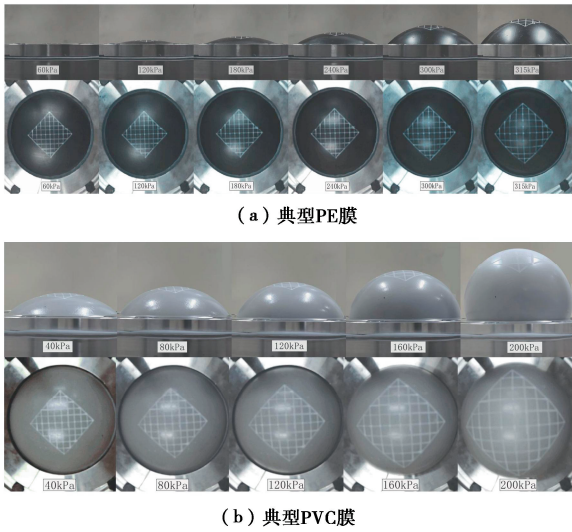


图 8 鼓胀变形形态

Fig. 8 Patterns of bulging deformation

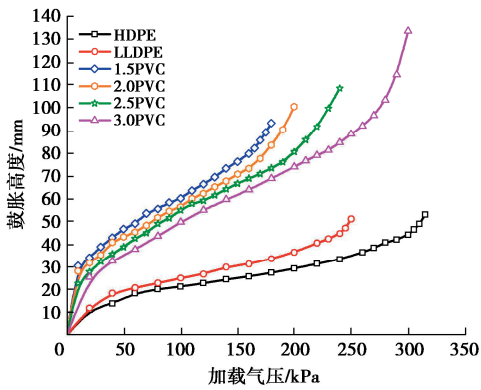


图 9 试样中心区鼓胀高度-加载气压关系曲线

Fig. 9 Bulging height-loading pressure curves at center of specimens

图 10 为不同土工膜试样中心区应变随加载气压变化的关系曲线。由图 10 可知: 不同土工膜应变在气压较低时增长缓慢, 后期则呈指数式增长。胀破前, PVC 膜应变水平较高, 且随膜的厚度依次递增, 最大应变可达 120%, 是 PE 膜最大应变的 2.67 倍。结合图 9 可以发现, 鼓胀高度越大的膜, 其相应的应变也越大, 这也就意味着鼓胀高度的大小在一定程度上能代表土工膜变形性能的强弱。

图 11 为气胀试验得到的 6 种规格土工膜试样中心区应力应变关系曲线。由图 11 可知: 试样中心区在多向拉伸状态下, HDPE 和 LLDPE 膜在屈服前拉伸应力随应变的增大呈近似线性增加, 屈服后呈双曲线式增长, 具有明显屈服; 在极低应变水平 (1%~

3%) 下即发生了屈服, 破坏时拉伸极限应变约为 35%~45%。PVC 膜的拉伸应力则随应变呈近似线弹性增加, 直至破坏前未出现明显屈服; 破坏时最大拉伸应变可分别达 60%~120%, 该数据与文献 [18, 19] 的试验结果基本吻合。出现上述差异的主要原因是两类材料微观构造不同: 虽然 PVC 膜与 PE 膜同属于半晶态聚合物, 但 PE 膜结晶度较高, 分子链通过范德华力排列有序, 当承受的力超出范德华力时, 便出现屈服现象; 由于 HDPE 膜的结晶度较高, 其屈服强度也较高; 而 PVC 膜大多为无定形区, 分子排列混乱, 强度稍低但拥有较好的延展性。从上可知, 气胀多向拉伸能更贴近实际土工膜运行受力状态, 因此在相同水压力作用下, 同样垫层上的 PE 膜在实际工程运行中的适应变形能力远小于 PVC 膜。

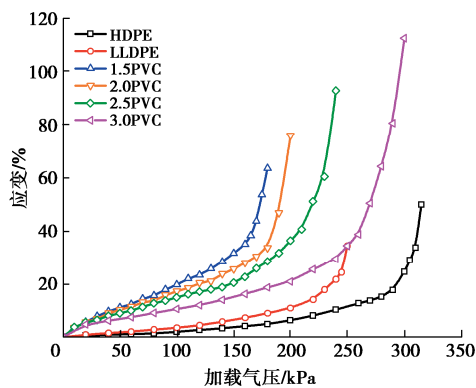


图 10 试样中心区应变-加载气压关系曲线

Fig. 10 Strain-loading pressure curves at center of specimens

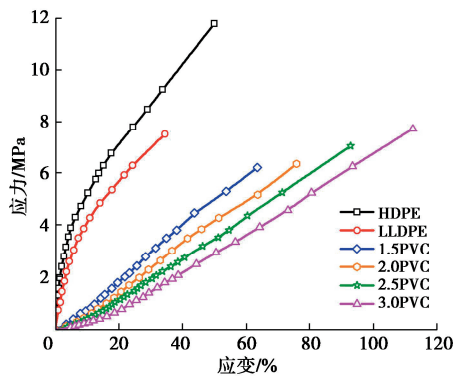


图 11 多向拉伸应力-应变关系曲线

Fig. 11 Multiaxial tension stress-strain curves

表 6 比较了 6 种不同规格土工膜多向拉伸力学特性试验结果。对比表 1 中单向拉伸试验结果可知: 几种土工膜多向拉伸试验延伸率均小于以往采用的单向拉伸试验结果。HDPE 和 LLDPE 膜多向拉伸屈服应变 (1%~3%) 远远低于约 13% 的单向拉伸屈服应变, 拉伸极限破坏应变 (35%~45%) 也远不及单向拉伸结果 (700%~800%)。PVC 膜在多向拉伸状态下, 极

限破坏应变随着厚度增大而增长, 达 43%~100%, 但仍与单向拉伸结果 (236%~338%) 有较大差距。对比两种不同材料, 在单向拉伸状态下变形性能表现优异的 PE 膜在多向拉伸状态下却不如 PVC 膜。这是因为在多向约束的条件下, PE 膜结晶区分子链自由滑移能力受限, 无法在单一方向进行重新排列; 而 PVC 膜由于大量无定形区及增塑剂的存在, 降低了分子间的摩擦力, 各个方向上的结构重构更加容易。同时也说明单向拉伸试验结果并不能代表土工膜工作状态下的实际性能, 具有一定的局限性。气胀多向拉伸试验更能体现材料在实际拉伸路径的力学响应。

表 6 土工膜多向拉伸力学特性参数

Table 6 Multiaxial tensile mechanical properties of geomembrane

材料名称	厚度/mm	屈服强度/MPa	屈服伸长率/%	断裂强度/MPa	断裂伸长率/%
HDPE 膜	1.5	1.83	1.60	11.76	50.00
LLDPE 膜	1.5	1.70	2.37	7.52	34.40
PVC 膜	1.5	—	—	6.23	63.65
	2.0	—	—	6.37	75.97
	2.5	—	—	7.06	92.85
	3.0	—	—	7.72	112.42

3.2 加-卸载气胀试验结果与分析

结合图 11 和 1.4 节中指数部分搜索法来进行卸载试验点的选取, PE 膜切线斜率最大时的气压均为 80 kPa, 则以 2 倍气压值 (160 kPa) 为考察区间; PVC 膜则以胀破气压为考察区间, 随厚度增加分别为 180, 200, 240, 300 kPa, 搜索间距均为 10 kPa。按照 1.4 节的步骤不断减小搜索间距, 反复测试其残余应变, 前后两次所测结果小于 0.1% 即结束, 加-卸载气胀试验操作示意图见图 12。

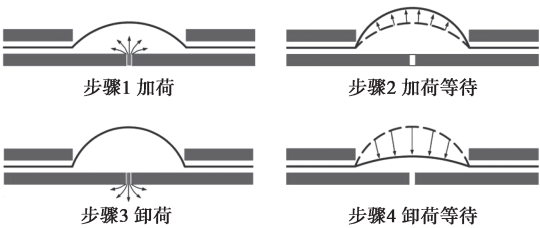


图 12 加-卸载气胀试验示意图

Fig. 12 Schematic diagram of loading-unloading bubble inflation tests

经过加-卸载气胀试验得到应力变形曲线见图 13, 图中曲线上若干点为指数部分搜索的起始点, 横坐标上若干点是每次试验得到的塑性累计应变。每种材料分别进行 3 组平行试验, 按照指数部分搜索的流程, 每组试验次数得到有效减少, PE 膜仅通过 5~8 次便确定了弹性临界值; PVC 膜由于搜索范围增大, 试验次数稍有增加, 约 10~15 次, 因超出 0.1% 界限而重新开始的试验控制在 3 次以内, 极大的减少了试

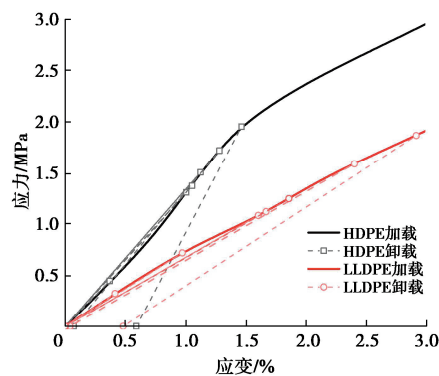
表 7 弹性应变临界值

Table 7 Critical values of elastic strain

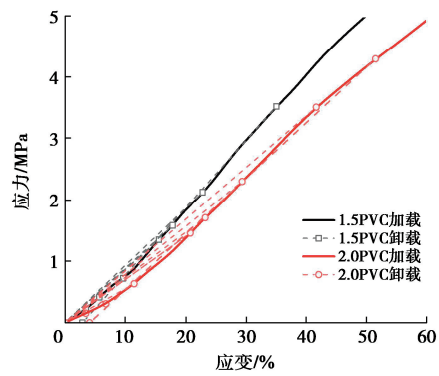
单位: %

种类	1.5 mm HDPE	1.5 mm LLDPE	1.5 mm PVC	2.0 mm PVC	2.5 mm PVC	3.0 mm PVC
弹性应变临界值	1.3	2.4	22.8	41.1	52.0	62.3

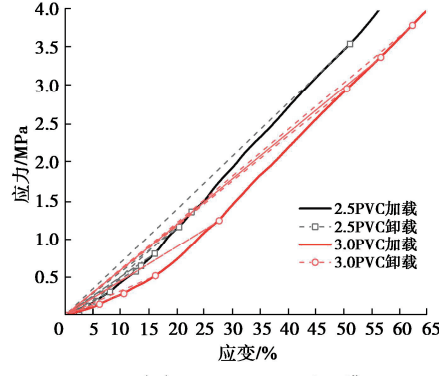
验时间,降低了无效试验次数。从图 13 中得到不同土工膜的可恢复变形的弹性临界应变见表 7。可以发现,PE 膜由于结晶程度高,在多向应力状态下,在很小应变时卸载就会产生塑性应变,HDPE 和 LLDPE 膜应变分别超过 1.3%和 2.4%时开始产生塑性累计应变。而 PVC 膜则因为增塑剂的存在,拥有更好的弹性性能,并且随着厚度的增加,其可恢复的弹性变形范围逐渐增大,弹性临界应变范围为 22.8%~62.3%。这也说明了国际上常使用较厚 PVC 膜(2.5~3.5 mm)进行大坝防渗的原因。



(a) PE 土工膜



(b) 1.5, 2.0 mm PVC 土工膜



(c) 2.5, 3.0 mm PVC 土工膜

图 13 加-卸载应力应变关系曲线

Fig. 13 Stress-strain curves for loading and unloading

图 14 为弹性范围内不同土工膜试样中心区厚度随应变变化关系曲线,其中厚度是基于土工膜弹性变形阶段体积不变原理,根据式(1)计算得出。由图 14 可知:不同土工膜在弹性范围内厚度变化趋势基本一致,PE 膜厚度仅变化 6%(约 0.1 mm)时,就开始产生塑性变形,而 PVC 在弹性应变 22.8%~62.3%内,厚度方向上变化 33%~60%(约 0.5~1.9 mm);随着初始厚度的增加,PVC 膜厚度变化越大,厚度方向上应变越大,相应的,其弹性可恢复应变范围也逐渐变大。这也说明,PVC 膜能在多向应力条件下,在保证其弹性的基础上,最大程度利用厚度减薄来适应多向应力条件下的变形。

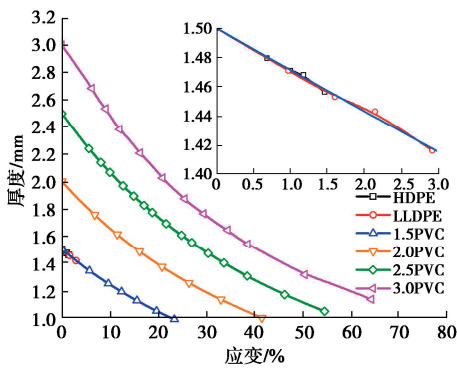


图 14 弹性范围内厚度随应变变化关系曲线

Fig. 14 Thickness-strain curves in elastic range

综上所述,HDPE 膜和 LLDPE 膜在工作应力状态下的拉伸强度较高,弹性可恢复应变范围较小,破坏应变较小;而 PVC 膜拉伸强度稍低,但弹性可恢复应变范围较大,破坏应变高。较厚的 PVC 膜则既能达到 PE 膜的相近的强度,又拥有较大的弹性可恢复变形范围,适应变能力最强。因此,对于不均匀变形量较大的抽水蓄能电站上水库,应根据防渗体可能发生变形量大小,来选用具有足够弹性可恢复变形能力的土工膜进行防渗。

4 结 论

本文采用自主设计的气胀多向拉伸试验装置,针对水位升降荷载作用下抽水蓄能电站上水库常采用的几种防渗土工膜开展了弹性变形性能试验,得到 5 点结论。

(1) 本文提出的土工膜气胀多向拉伸加-卸载试验方法用于研究土工膜弹性范围内的力学特性是合适的;往复变动水头作用下的力学特性试验需考虑加-

卸载速率以及变形等待时间的影响。

(2) 传统土工膜单向拉伸试验方法具有局限性。对于几种抽水蓄能电站上水库防渗常用的土工膜, 多向拉伸试验得到的延伸率均远小于单向拉伸试验结果, HDPE 和 LLDPE 膜多向拉伸屈服应变 (1%~3%) 远远低于 13% 的单向拉伸屈服应变, 拉伸极限破坏应变 (35%~45%) 也远小于单向拉伸结果 (700%~800%), PVC 膜多向拉伸极限破坏应变 (43%~100%) 也均远小于单向拉伸结果 (236%~338%)。

(3) 在多向拉伸状态下, PVC 膜整体呈现线弹性, 没有出现明显的屈服, 弹性阶段变形能力远高于两种 PE 膜, 而 PE 膜过早屈服, 发生明显的累积塑性变形。此外, 通过加-卸载气胀试验研究发现: PE 膜弹性可恢复变形范围远低于 PVC 膜, 仅为 1%~3%, 而 PVC 能达到 22.8% 以上。

(4) 对于不同厚度的 PVC 膜, 随着厚度增加, 极限破坏应变从 43% 增至 100%, 弹性可恢复变形范围从 22.8% 增至 62.3%, 厚度方向上的变化也从 33% 增至 60%。这说明, PVC 膜能在多向应力条件下, 且保证其弹性的基础上, 最大程度利用厚度减薄来适应多向应力条件下的应变。故越厚的 PVC 膜具有越高的力学强度和变形恢复能力。

(5) 对于防渗可靠性要求高, 不均匀变形量较大的抽水蓄能电站上水库, 工程设计中应根据有库盆变形数值计算结果及膜下基层局部变形估值, 得到防渗体可能发生的最大变形量, 在考虑一定安全系数的前提下, 根据实测弹性可恢复变形能力来选择合适的土工膜的进行防渗。对于不同加卸-载次数对土工膜弹性变形性能的影响, 仍需进一步探索研究。

利益冲突声明/Conflict of Interests: 所有作者声明不存在利益冲突。All authors disclose no relevant conflict of interest.

作者贡献/Authors' Contributions: 赵泓宇获取研究数据, 分析解释研究数据, 撰写文章, 对重要文章内容进行关键性修改; 吴海民提出研究理念和设计研究, 分析解释研究数据, 对重要文章内容进行关键性修改对最终提交版本进行确认; 束一鸣提出研究理念和设计研究; 易枫获取研究数据。The research data collection, analysis, interpretation, initial drafting of this paper, and critical revisions to important contents were completed by ZHAO Hongyu. The research conception and design were proposed by WU Haimin, who also participated in data analysis and interpretation, made critical revisions, and confirmed the final version for submission. The research conception and design were also contributed by SHU Yiming. The data collection was performed by YI Feng. All the authors have read the last version of paper and consented for submission.

参考文献:

- [1] 高学平, 曾庆康, 朱洪涛, 等. 侧式进/出水口顶板扩张角对拦污栅断面流速分布影响规律研究[J]. 水利学报, 2024, 55(3): 301-312. (GAO Xueping, ZENG Qingkang, ZHU Hongtao, et al. Study on the influence of the expansion angle of the side inlet/outlet roof on the velocity distribution of the trash rack section[J]. Journal of Hydraulic Engineering, 2024, 55(3): 301-312. (in Chinese))
- [2] 束一鸣, 吴海民, 姜晓桢. 中国水库大坝土工膜防渗技术进展[J]. 岩土工程学报, 2016, 38(增刊 1): 1-9. (SHU Yiming, WU Haimin, JIANG Xiaozhen. Progress of geomembrane anti-seepage technology for reservoir dams in China[J]. Journal of Geotechnical Engineering, 2016, 38(S1): 1-9. (in Chinese))
- [3] MERRY S M, BRAY J D, BOURDEAU P L. Axisymmetric tension testing of geomembranes[J]. Geotechnical Testing Journal, 1993, 16(3): 384-392.
- [4] MERRY S M, BRAY J D. Time-dependent mechanical response of HDPE geomembranes[J]. Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering, 1997, 123(1): 57-65.
- [5] BRAY J D, MERRY S M. A comparison of the response of geosynthetics in the multi-axial and uniaxial test devices[J]. Geosynthetics International, 1999, 6(1): 19-40.
- [6] CHARALAMBIDES M N, WANIGASOORIYA L, WILLIAMS G J, et al. Biaxial deformation of dough using the bubble inflation technique: I experimental[J]. Rheologica Acta, 2002, 41(6): 532-540.
- [7] 李旺林, 刘占磊, 孟祥涛, 等. 土工膜环向约束气胀变形试验研究[J]. 岩土工程学报, 2016, 38(6): 1147-1151. (LI Wanglin, LIU Zhanlei, MENG Xiangtao, et al. Experimental study on air expansion deformation of geomembrane under ring-restrained conditions[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2016, 38(6): 1147-1151. (in Chinese))
- [8] GALLIOT C, LUCHSINGER R H. Uniaxial and biaxial mechanical properties of ETFE foils[J]. Polymer Testing, 2011, 30(4): 356-365.
- [9] XU F, LI W L, LIU Z L, et al. Study of factors that influence geomembrane air expansion deformation under ring-restrained conditions[J]. Geotextiles and Geomembranes, 2017, 45(3): 178-183.
- [10] 薛霞, 李旺林, 李辰, 等. 分离式复合土工膜环向约

- 束鼓胀变形试验研究[J]. 岩土工程学报, 2020, **42**(6): 1145-1150. (XUE Xia, LI Wanglin, LI Chen, et al. Experimental study on expansion deformation of non-thermal-bonding composite geomembrane under ring restraint[J]. Chinese Journal of Geotechnical Engineering, 2020, **42**(6): 1145-1150. (in Chinese))
- [11] SAINOV M P. Comparison of strength and deformation of geomembranes at uniaxial and biaxial tension[C]// The Formation of Living Environment: FORM—2022. Moscow, 2023.
- [12] 束一鸣. 高面膜堆石坝关键设计概念与设计方法[J]. 水利水电科技进展, 2019, **39**(1): 46-53. (SHU Yiming. Key design concepts and approaches of high membrane faced rock-fill dams[J]. Advances in Science and Technology of Water Resources, 2019, **39**(1): 46-53. (in Chinese))
- [13] 顾克. 面膜堆石坝防渗面膜变形特性及机理研究[D]. 南京: 河海大学, 2021. (GU Ke. Study on Deformation Characteristics and Mechanism of Anti-Seepage Face Film of Face Film Rockfill Dam[D]. Nanjing: Hohai University, 2021. (in Chinese))
- [14] 束一鸣, 叶乃虎. LDPE 土工膜液胀极限荷载的工程仿真实验[J]. 水利水电科技进展, 2003, **23**(5): 1-3. (SHU Yiming, YE Naihu. Simulation test for mullen burst limit load of LDPE geomembrane[J]. Advances in Science and Technology of Water Resources, 2003, **23**(5): 1-3. (in Chinese))
- [15] MERRY S M, BRAY J D. Size effects for multi-axial tension testing of HDPE and PVC geomembranes[J]. Geotechnical Testing Journal, 1995, **18**(4): 441-449.
- [16] 颜世钊. 半晶态聚合物拉伸变形行为的微观机理[D]. 重庆: 重庆大学, 2013. (YAN Shidang. Microscopic Mechanism of Tensile Deformation Behavior of Semi-Crystalline Polymers[D]. Chongqing: Chongqing University, 2013. (in Chinese))
- [17] 华幼卿, 金日光. 高分子物理[M]. 5 版. 北京: 化学工业出版社, 2019. (HUA Youqing, JIN Riguang. Polymer Physics[M]. 5th ed. Beijing: Chemical Industry Press, 2019. (in Chinese))
- [18] BRAY J D, MERRY S M. A comparison of the response of geosynthetics in the multi-axial and uniaxial test devices[J]. Geosynthetics International, 1999, **6**(1): 19-40.
- [19] JOHANNKNECHT R, CLAUSS G, JERRAMS S. Determination of non-linear, large, equal biaxial stresses and strains in thin elastomeric sheets by bubble inflation[J]. Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part L: Journal of Materials: Design and Applications, 2002, **216**(4): 233-243.