文章编号：1007−7294(2026)09−1543−12

PMMA 潜水器耐压壳蠕变屈曲分析

朱永梅，许冠杰，王黎辉
（江苏科技大学，江苏 镇江 212100）

摘要：有机玻璃（PMMA）因其高透明度、轻量化及优良的耐压性能，已成为全通透载人潜水器耐压壳的关键材料。然而，PMMA 材料本身的粘弹性蠕变行为对结构的长期可靠性具有显著影响，因此本文基于有机玻璃的粘弹性特性，探究 PMMA 耐压球壳的蠕变屈曲机理及其剩余极限承载能力。首先，通过蠕变拉伸试验，揭示应力水平和时间对 PMMA 蠕变行为的非线性影响规律。基于短期试验数据，运用时间−应力等效原理获得适用于不同应力水平的蠕变曲线，并讨论分析 Burgers 模型与修正 Burgers 模型的适用性。随后，基于修正的 Burgers 模型与数值模拟，分析初始几何缺陷、厚径比及工作深度等关键因素在不同蠕变时长下对球壳剩余极限载荷的影响规律。研究成果可为全通透 PMMA 耐压结构的设计、安全评估与寿命预测提供一定的理论依据和数据支撑。

关键词：有机玻璃；球形耐压壳；蠕变行为；剩余极限载荷
中图分类号：U674.941 **文献标识码：**A **doi:** 10.3969/j.issn.1007−7294.2026.09.013

Creep buckling analysis of PMMA submersible pressure resistant shells

ZHU Yong−mei, *XU Guan−jie*, *WANG Li−hui*
(Jiangsu University of Science and Technology, Zhenjiang 212100, China)

Abstract: Polymethyl Methacrylate (PMMA) has become a key material for pressure-resistant shells of full-view manned submersibles due to its high transparency, light weight and excellent pressure resistance. However, the viscoelastic creep behavior of PMMA material itself has a significant impact on the long-term reliability of the structure. Therefore, the creep buckling mechanism of PMMA pressure spherical shells and their remaining ultimate load carrying capacity were investigated based on the viscoelastic properties of PMMA. Firstly, the non-linear influence law of stress level and time on the creep behavior of PMMA was revealed through creep tensile tests. Based on short-term test data, creep curves applicable to different stress levels were obtained by applying the time-stress equivalence principle while the applicability of the Burgers model and the modified Burgers model was discussed and analyzed. Subsequently, based on the modified Burgers model and numerical simulations, the influence of key factors, like initial geometric defects, the thickness-to-diameter ratio and working depth on the residual ultimate load of spherical shells after different creep durations was analyzed. The research results can provide certain theoretical basis and data support for the design, safety assessment and life prediction of full-view PMMA pressure-resistant structures.

Key words: PMMA; spherical pressure shell; creep behavior; residual ultimate load

收稿日期：2026−04−16
基金项目：国家自然科学基金资助项目（52271277）
作者简介：朱永梅（1969−），女，博士，教授，E-mail: zymjskjdx@163.com。

0 引　言

随着海洋资源开发的推进与海底旅游产业的不断发展，对水下观光潜水器（图1）的需求也愈发迫切[1]。由于传统金属材料壳体存在视野盲区、视野狭窄等缺点，逐渐被有机玻璃代替。聚甲基丙烯酸甲酯（PMMA），俗称有机玻璃，因其具备高透光率、低密度、优良的力学性能和耐腐蚀性，成为制造全通透载人舱体的首选材料[2]。



（a）Triton 3300/3　　（b）Triton 1650/3 LP

图1 全通透球形潜水器

Fig.1 Fully-transparent spherical submersible

然而，耐压壳作为潜水器的核心承压部件，其长期结构安全与可靠性是设计的根本前提。PMMA属于典型的粘弹性高分子材料，在持续载荷作用下，即便处于常温环境中也会表现出明显的蠕变行为，进而影响结构的安全性能[3]。因此，研究粘弹性材料的蠕变问题及粘弹性结构的蠕变屈曲问题非常有必要。Lin等[4]基于压痕蠕变试验发现，PMMA的蠕变位移会随湿热老化处理时间的增加而增大；陈薇等[5−6]基于YB-3有机玻璃蠕变试验数据，采用最小二乘法拟合压缩蠕变本构方程，并结合有限元分析了不同观察窗的蠕变特性；Adibeig等[7]通过仿真结合试验，提出了可以估算PMMA旋转加压管蠕变寿命的Burgers模型；Xu等[8]研究了不同蠕变时间后圆柱壳的极限承载能力，发现蠕变行为会导致圆柱壳的极限载荷显著降低；曹嘉庆[9]基于有限元方法，研究了载荷大小和厚径比对球壳蠕变屈曲临界时间的影响；何志豪等[10]基于有机玻璃试验数据，对完整球壳、单开孔球壳、双开孔球壳及三开孔球壳在不同载荷与温度下应变及位移进行了分析；周凡等[11−12]基于浸入液体闪烁体中的PMMA蠕变试验数据，揭示了PMMA球形压力容器最大应力与蠕变屈曲时间之间的关系。

尽管目前已有一些研究关注PMMA材料的蠕变特性及其在海洋环境中的应用，但仍存在以下问题：（1）现有研究多集中于短期蠕变行为，对长期蠕变效应及其引起的结构极限承载能力下降问题研究不足；（2）初始几何缺陷、厚径比及工作深度等关键因素在不同蠕变时长下对球壳剩余极限载荷的影响规律，目前尚缺乏系统性分析。因此，本文首先在室温下进行多组恒定载荷蠕变拉伸试验，分析应力水平和时间对PMMA材料蠕变行为的影响，获得蠕变本构模型，并建立修正的Burgers蠕变本构模型；同时，将该修正模型用于蠕变屈曲有限元分析；最后，基于蠕变变形，采用数值分析方法，系统研究初始几何缺陷、厚径比及工作深度对PMMA球壳在不同蠕变时间后剩余极限载荷的影响规律。

1 PMMA球壳屈曲分析

本文选择300 m为设计深度。参考传统载人潜水器的设计，研究对象为直径2 m的球壳。有机玻璃材料属性通过拉伸试验测得：弹性模量E=3078 MPa，泊松比μ=0.38，抗拉强度σ_{b}=63.9 MPa。

根据式（1）计算得到300 m水深压强为

$$P_{\sigma}=k\rho_{\mathrm{w}}gH/0.9 \tag{1}$$

式中：k 为安全系数；ρ_w 为海水密度；g 为重力加速度；H 为海水深度。为保证人员安全，这里 k 取为 1.4，$\rho_w=1.025$ g/cm^3，$g=9.8$ m/s^2，$H=300$ m。

通过计算，300 m 工作水深下球壳的外压载荷为 $P_\sigma=4.688$ MPa。对于 PMMA 中厚度球壳，当 R/t 低于 31.173 时，强度失效成为评估的重点[13]，因此根据式(2)计算球壳的最大半径厚度比 R/t。

$$\frac{2\sigma_i\left[\left(2+\frac{1}{R/t}\right)^3-\left(2-\frac{1}{R/t}\right)^3\right]}{3\left(2+\frac{1}{R/t}\right)^3}\geqslant P_\sigma \tag{2}$$

式中：R 为球壳的半径；σ_i 为球壳内表面应力，这里取 $\sigma_i=\sigma_b=63.9$ MPa。

计算得出球壳的半径厚度比 $R/t\leqslant 25.64$。这里半径厚度比 R/t 取 25。

根据中国船级社《潜水系统与潜水器入级规范》[14] 中关于壳体整体圆度容差要求与极限承载力有限元分析方法的相关规定，本文基于模态缺陷法对球壳设置初始几何缺陷大小并进行有限元分析。高杰[15] 研究发现 1 阶模态缺陷并不能代表球形耐压壳的最差缺陷。为此，本文基于前 50 阶特征值屈曲模态，采用修正的 Riks 分析法计算了 2 mm 缺陷下的非线性屈曲载荷，以确定最差模态。

有限元模型采用 ABAQUS 软件中的 8 节点 3D 线性体单元。在进行数值分析前，研究了 7 种网格尺寸对线性屈曲分析结果的影响，网格尺寸分别为 20 mm、30 mm、40 mm、50 mm、60 mm、70 mm 和 80 mm。边界条件选择三点约束[15]。从图 2 可以看出，网格尺寸对线性屈曲分析结果有着显著影响。当网格尺寸小于 30 mm 时，临界屈曲载荷值变化小于 3%。因此，数值模型网格尺寸选择 30 mm。同时为保证厚度方向的计算精度，沿厚度方向至少划分 2 个以上单元，对应厚度方向单元尺寸不超过模型实际厚度的 1/2，这里取 15 mm。

几何缺陷为 2 mm 时，不同模态阶数的非线性屈曲载荷 P_{NLBA} 和线性屈曲载荷 P_{LBA} 之比如图 3 所示。可以看出，以 1 阶模态为初始缺陷的非线性临界屈曲载荷为 3.71 MPa，是对应线性屈曲载荷（7.40 MPa）的 50.1%，但不是最小。对于前 50 阶模态，27 阶模态缺陷是导致极限承载力下降幅度最大的阶数，其非线性临界屈曲载荷为 3.67 MPa，仅是线性屈曲计算结果（7.64 MPa）的 48%。因此，在后续蠕变分析以及蠕变屈曲分析中均以 27 阶模态为初始缺陷进行计算。

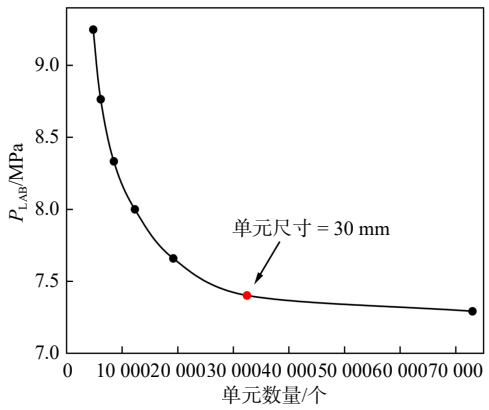


图 2 网格收敛性分析

Fig.2 Analysis of meshing convergence

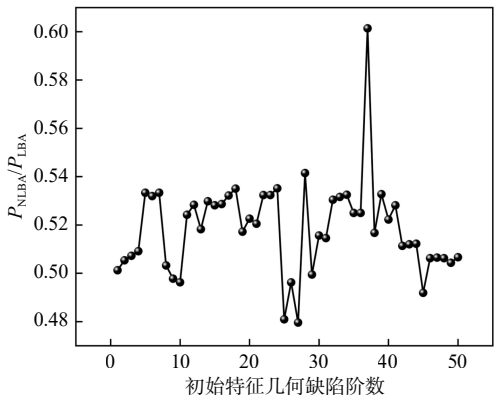


图 3 不同阶数的非线性屈曲载荷与线性屈曲载荷比值

Fig.3 Ratio of non-linear buckling load to linear buckling load for different orders

2 PMMA 球壳蠕变屈曲分析

2.1 PMMA 蠕变本构模型

为研究有机玻璃的蠕变行为，蠕变拉伸载荷设置为拉伸极限强度的 40%~65%。拉伸及蠕变试验

试样均按照 ASME-D2990[16] 加工成标准样件，尺寸如图 4 所示。按照 ASME-D2990[16] 标准，进行了六个不同载荷水平的蠕变试验。蠕变拉伸载荷分别为 450 N、500 N、550 N、600 N、650 N 和 700 N，对应的应力水平分别为 26.18 MPa、29.22 MPa、32.14 MPa、35.06 MPa、38 MPa、41.01 MPa。每个应力水平进行了 2 次拉伸蠕变试验。其中，针对应力水平 29.22 MPa 开展了长期蠕变测试。试验在恒温恒湿条件下进行，温度控制在 25±1 ℃，相对湿度控制在 50±5%。加载阶段以 50 N/s 的加载速度开始，在 10 s 内加载完成，达到目标载荷后保持恒定。在试样损坏或持续加载 5000 s 时停止试验，并记录各时段的蠕变位移数据，从而计算出相应的蠕变应变。将得到的测试数据通过位移−时间曲线转换为应变−时间曲线，如图 4 所示。其中红色符号“×”表示不到 5000 s 就发生蠕变断裂的试件。

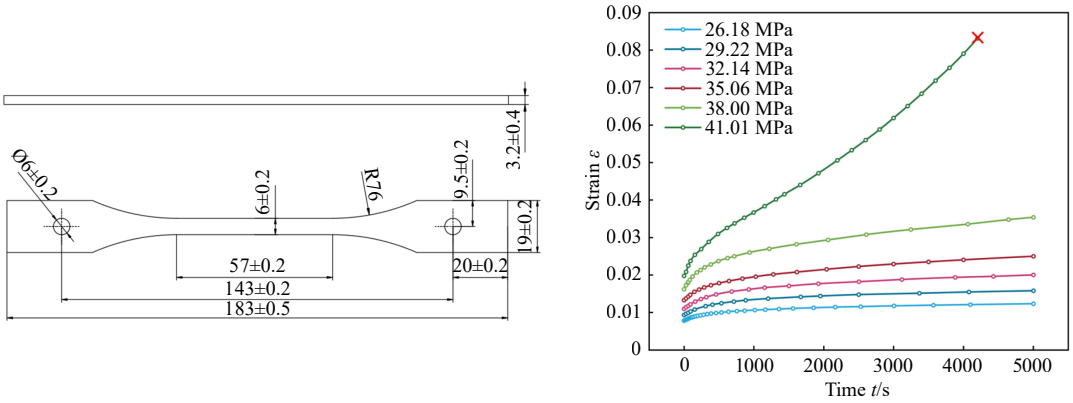


图 4 拉伸试样及蠕变应变曲线

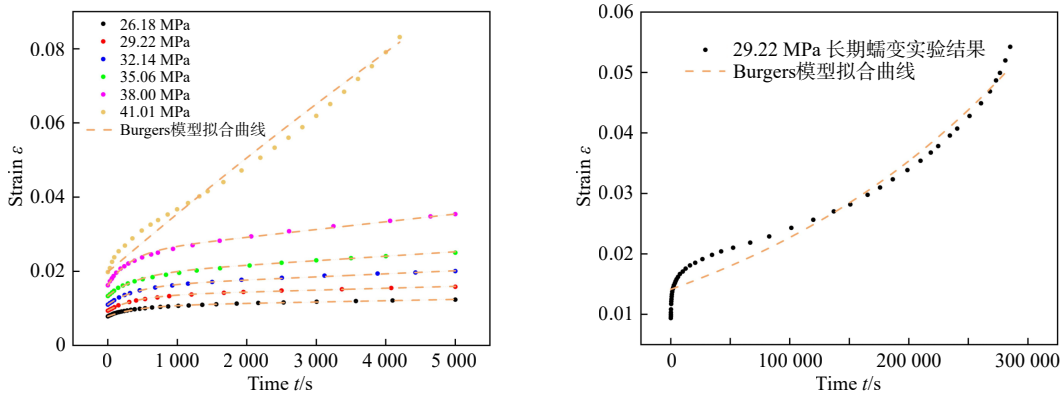
Fig.4 Tensile specimen and its creep strain curves

为了准确描述有机玻璃这一蠕变变形特性，本文采用 Burgers 本构模型，如式(3)所示

$$\varepsilon(t)=\frac{\sigma_0}{E_1}+\frac{\sigma_0}{E_2}\left(1-\mathrm{e}^{-\frac{E_2}{\eta_2}t}\right)+\frac{\sigma_0}{\eta_1}t \tag{3}$$

式中：$\varepsilon(t)$为总蠕变应变；σ_0为恒定应力；t 为蠕变时间；E_1为瞬时弹性模量；E_2为延迟弹性模量；η_1为 Maxwell 体中的粘度系数；η_2为 Kelvin 体中的粘度系数。

根据 Burgers 蠕变本构方程，使用 MATLAB 软件的非线性拟合工具箱对 7 组蠕变试验数据进行拟合。拟合曲线与模型参数结果分别如图 5 及表 1 所示。尽管拟合结果表现出较高的相关性，对于 29.22 MPa 的长期蠕变试验数据以及 41.01 MPa 高应力下的蠕变试验数据，拟合曲线近似呈直线上升，并未能有效描述试验数据变化特征，即蠕变三个阶段的特征。



（a）短期蠕变试验数据 （b）29.22 MPa 长期蠕变实验数据

图 5 各应力水平下 Burgers 模型参数拟合结果

Fig.5 Burgers model parameter fitting results for each stress level

表 1 Burgers 模型在不同应力下的拟合参数

Tab.1 Fitting parameters of the Burgers model at different stresses

应力 /MPa	蠕变模型参数				相关系数
	E_1 /MPa	E_2 /MPa	η_2 /（MPa·s）	η_1 /（MPa·s）	
26.18	3335	9369	4.066×10^{6}	7.454×10^{7}	0.9913
29.22	3118	7280	2.972×10^{6}	5.753×10^{7}	0.9987
32.14	2922	6425	2.604×10^{6}	3.893×10^{7}	0.9983
35.06	2632	5900	2.493×10^{6}	2.933×10^{7}	0.9965
38	2341	4343	1.381×10^{6}	1.819×10^{7}	0.9973
41.01	2072	100	2.564×10^{6}	8.969×10^{32}	0.9843
29.22（长期）	2068	−1622	4.165×10^{88}	8.969×10^{32}	0.9727

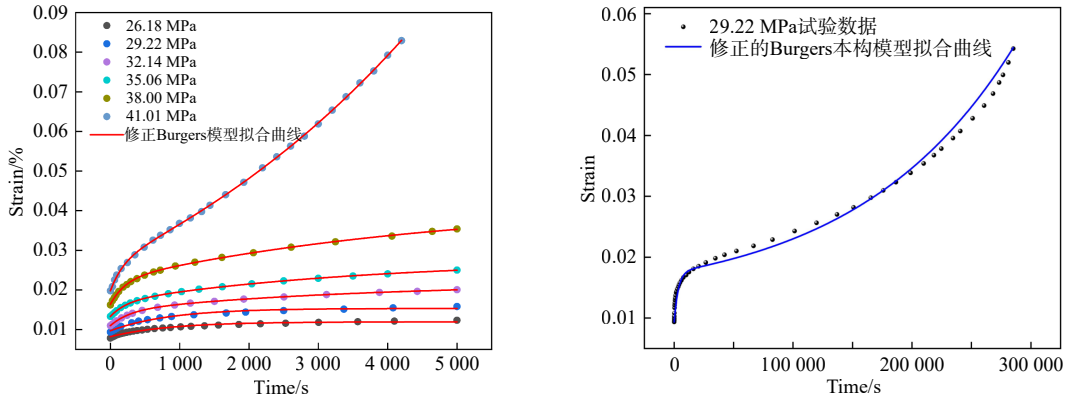
由此可以看出 Burgers 模型只适合描述蠕变的减速和稳定蠕变阶段，在表征非线性加速蠕变行为方面存在显著局限性。为了准确描述有机玻璃这一蠕变变形特性，将 Burgers 模型的外部粘壶η_1修正为时间的函数，且使其粘度与时间有关，$\eta_1 = A\mathrm{e}^{-Bt}$，式(3)修正为

$$\varepsilon(t) = \frac{\sigma_0}{E_1} + \frac{\sigma_0}{E_2}\left(1 - \mathrm{e}^{-\frac{E_2}{\eta_2}t}\right) + \int \frac{\sigma_0}{\eta_1(t)}\mathrm{d}t \tag{4}$$

将$\eta_1 = A\mathrm{e}^{-Bt}$代入式(4)中，修正的本构模型为

$$\varepsilon(t) = \frac{\sigma_0}{E_1} + \frac{\sigma_0}{E_2}\left(1 - \mathrm{e}^{-\frac{E_2}{\eta_2}t}\right) + \frac{\sigma_0}{AB}(1 - \mathrm{e}^{-Bt}) \tag{5}$$

将修正的模型分别与两组应力水平下的试验数据拟合，拟合曲线与参数拟合值分别如图 6 和表 2 所示。由结果可知，两组应力水平下的拟合曲线与试验数据相关系数均大于 0.99，可以认为修正的 Burgers 模型能够正确区分减速、稳定以及加速蠕变阶段，能够准确反映出有机玻璃的变形特性。因此，后续蠕变屈曲分析均基于修正的 Burgers 模型开展。



（a）短期蠕变试验数据　　（b）29.22 MPa长期蠕变实验数据

图 6 修正的 Burgers 模型拟合结果

Fig.6 Parameter fitting results of modified Burgers model

2.2 有限元模型参数确定

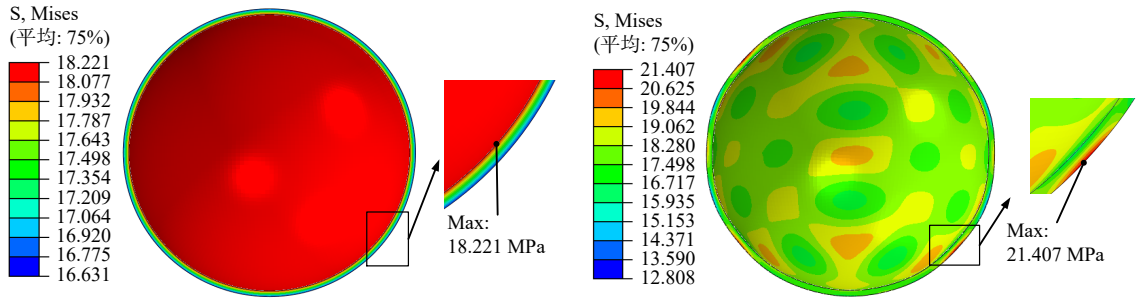
对于球壳的蠕变屈曲分析，选取外压下结构的最大应力作为蠕变参考应力。以球壳工作水深 140 m 为例，对应的均布外压载荷为 1.4063 MPa。首先进行静力分析以确定该外压作用下的最大结构应力。对于受均匀外压作用的理想球形耐压壳，其内表面应力最大。然而，含有初始几何缺陷的球壳，其最大应力不一定位于内表面。图 7 是 140 m 水深下完美球壳和含有模态缺陷球壳的结构应力分布云图。完美球壳的应力沿厚度方向由内至外逐渐减小，内表面的最大峰值应力为 18.221 MPa。而当球壳存在初始缺陷时，耐压壳的应力分布呈现出与缺陷位置一致的趋势，但由于外压载荷为均匀分布，仅在凹陷处

表 2 修正的 Burgers 模型的拟合参数

Tab.2 Fitting parameters of the modified Burgers model

应力 /MPa	蠕变模型参数					相关系数
	E_1 /MPa	E_2 /MPa	η_2 /（MPa·s）	A /（MPa·s）	B /s^{-1}	
26.18	3193	6991	4.865×10^{6}	2.911×10^{7}	5.012×10^{-4}	0.9898
29.22	3060	2021	2.542×10^{6}	1.700×10^{7}	2.759×10^{-4}	0.9875
32.14	2927	8462	2.418×10^{6}	1.667×10^{7}	2.749×10^{-4}	0.9999
35.06	2635	9550	2.254×10^{6}	1.199×10^{7}	2.725×10^{-4}	0.9998
38.00	2323	6167	1.328×10^{6}	9.273×10^{6}	2.064×10^{-4}	0.9997
41.01	2072	5618	1.069×10^{6}	4.753×10^{6}	-1.933×10^{-4}	0.9998
29.22（长期）	3118	3571	1.229×10^{6}	7.986×10^{7}	-7.549×10^{-6}	0.9913

因局部弯矩作用而产生明显的应力集中，最大峰值应力为 21.407 MPa。因此，本文以完美球壳和含有模态缺陷的球壳为研究对象进行分析。



（a）完美球壳 （b）模态缺陷球壳

图 7 球壳在 140 m 水深下的结构应力云图

Fig.7 Structural stress cloud of spherical shell at 140 m water depth

2.3 蠕变屈曲有限元分析

由完美球壳和模态缺陷球壳计算得到的最大峰值应力分别为 18.221 MPa 与 21.407 MPa，均低于蠕变拉伸试验的应力区间，无法直接获得对应的蠕变本构参数。因此，本文引入时间−应力等效原理[17−18]，对未测参考应力水平下的材料参数进行外推。具体流程为：(1)通过 Findley 经验方程[19] 构建参考应力条件下的短期蠕变响应曲线；(2)依据公式(6)计算 29.22 MPa 至目标应力水平的位移因子，随后将 29.22 MPa 下的主曲线沿时间坐标轴向右平移相应的平移量，得到参考应力的蠕变主曲线；(3)采用修正后的 Burgers 方程式(5)对生成的应力水平主曲线进行方程拟合，最终得到的模型参数如表 3 所示。

$$\lg\varphi_{\sigma}=\frac{-7.15(\sigma-\sigma_{\mathrm{o}})}{52.62+(\sigma-\sigma_{\mathrm{o}})} \tag{6}$$

式中：φ_{σ}为应力时间平移因子；σ为对应的应力水平。

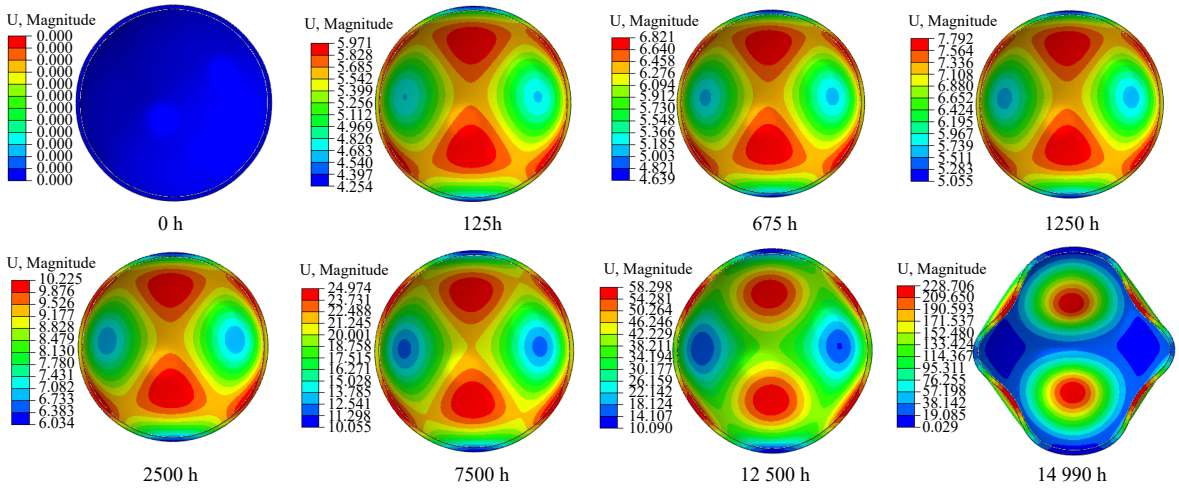
表 3 修正的 Burgers 模型参数拟合

Tab.3 Parameter fitting results of the modified Burgers model

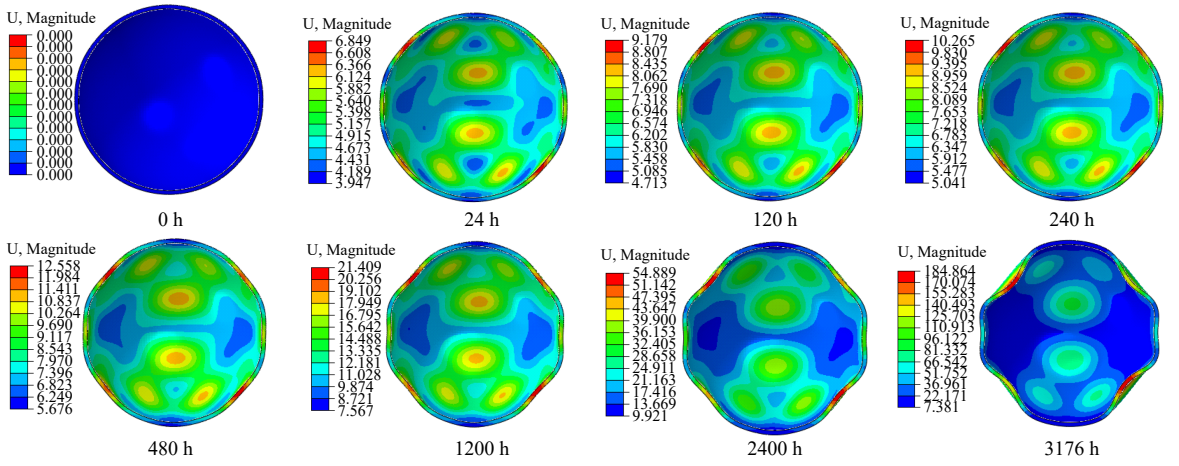
应力 /MPa	蠕变模型参数					相关系数
	E_1 /MPa	E_2 /MPa	η_2 /（MPa·s）	A /（MPa·s）	B /s^{-1}	
18.221	3766	2398	4.718×10^{8}	1.766×10^{10}	-2.988×10^{-8}	0.9863
21.407	3569	2382	2.351×10^{8}	5.097×10^{9}	-6.459×10^{-8}	0.9849

蠕变屈曲的分析步中 Visco 分析步中的时间为实际的蠕变时间，需要设置一个较大的总分析步时间。分析步增量设置为 3600 s，以确保获取不同时刻球壳变形后的网格节点信息以节约计算时间。其网格信息和边界条件设置均与第 1 节中屈曲分析部分相同。

图 8 是球壳在蠕变屈曲过程中的变形云图。为了分析两种球壳结构在不同蠕变时间下的变形行为，图 8(a)展示了完美球壳在蠕变时间为 0 h、125 h、675 h、1250 h、2500 h、7500 h、12 500 h 和 14 990 h 时的位移云图。图 8(b) 则展示了含有 2 mm 模态缺陷的球壳在蠕变时间分别为 0 h、24 h、120 h、240 h、480 h、1200 h、2400 h 和 3176 h 时的位移云图。通过图中的变形图可见，完美球壳在初期的变形位移呈现随机分布，且具有高度对称性；而在存在模态缺陷的情况下，蠕变变形后的位移呈现出增大初始缺陷幅度的趋势，且表现出非均匀分布的特征，其中凹陷区域的位移最大值为 184.864 mm，这与耐压壳的初始应力分布密切相关。因此，蠕变变形不仅会导致几何缺陷的扩大，还会进一步降低球壳的极限承载能力。



（a）完美球壳



（b）模态缺陷球壳

图 8　球壳蠕变屈曲过程中的变形云图

Fig.8　Deformation cloud of spherical shell during creep buckling

由图 8 可知，含有缺陷的球壳的变形幅度随着时间的延长逐渐增大，当时间达到 3176 h 时，位移增大幅值在短时间内开始迅速增大，表明球壳此时发生了蠕变屈曲。相对而言，完美球壳在 3176 h 时仍处于稳定蠕变阶段，直至 14 990 h 才出现蠕变屈曲现象。图 9 是两种球壳蠕变屈曲最大塌陷处的位移–时间曲线图。基于变形速率判别准则[20–21]可知，当发现变形或变形速率显著增加时，可以认为结构发生了蠕变屈曲。值得注意的是，含缺陷球壳的蠕变屈曲临界时间仅为完美球壳总时间的 21.2%。这表明，含有初始缺陷的球壳在相同外载荷下，其蠕变屈曲临界时间显著缩短。由此可见，有机玻璃材料的蠕变特性对球壳的工作寿命具有显著影响。

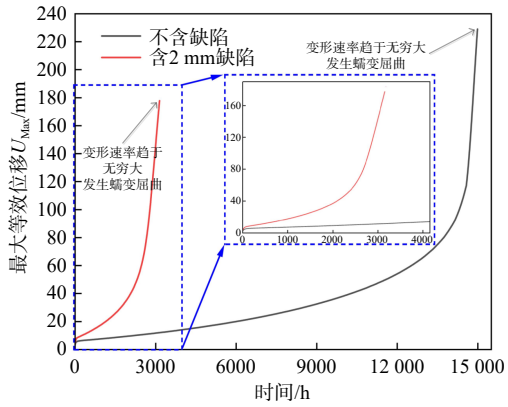


图 9 有机玻璃耐压壳蠕变屈曲位移–时间关系

Fig.9 Creep-buckling displacement-time relationship of PMMA spherical shell

3 有机玻璃球壳蠕变变形对极限载荷的影响因素分析

3.1 初始几何缺陷影响分析

为深入分析初始几何缺陷对有机玻璃球壳极限载荷的影响，本文将特征值屈曲模态作为球壳的初始几何缺陷。分别取缺陷大小为 1 mm、2 mm、3 mm、4 mm 和 5 mm，设定 50 天为蠕变时间上限，蠕变时间（天）T_i取值为 0、0.5、1、2、4、6、8、10、20、30、40 和 50。球壳剩余极限载荷如表 4 和图 10 所示。将不同缺陷下考虑蠕变变形的极限载荷与未考虑蠕变变形的极限载荷的比值称为缺陷因子 k_1，见表 4 括号中的结果。可以看出，随着蠕变时间的增长，耐压壳结构的非线性屈曲载荷下降幅度越来越显著。其中，缺陷为 5 mm、蠕变时间为 0.5 天时，球壳的剩余极限载荷为 2.469 MPa，而未考虑蠕变效应时的计算结果则为 2.705 MPa，考虑蠕变效应后数值下降幅度为 8.7%。而蠕变时间达到 50 天时，球壳的剩余极限载荷为 2.015 MPa，下降幅度达到 25.5%。

表 4 基于不同模态缺陷的球壳剩余极限载荷（MPa）

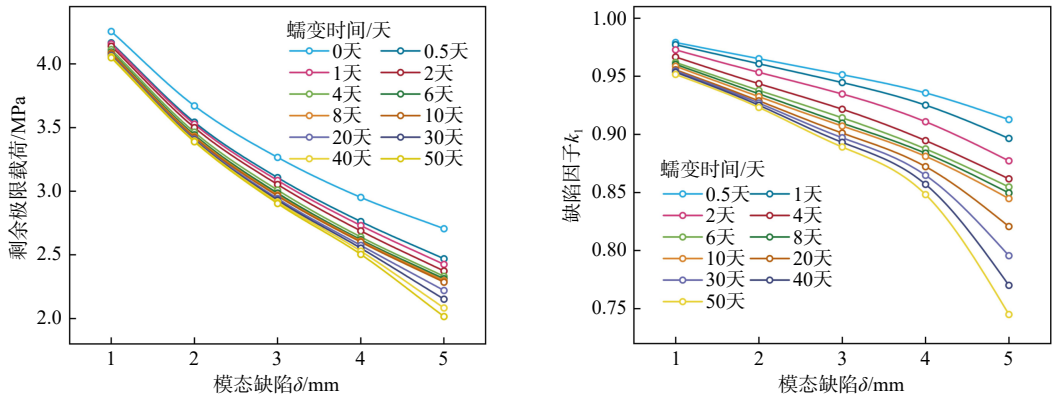
Tab.4 Residual ultimate loads of spherical shell based on different modal imperfections

蠕变时间	模态缺陷大小δ/mm				
T_i/天	1	2	3	4	5
0	4.254	3.67	3.265	2.951	2.705
0.5	4.165（0.979）	3.542（0.965）	3.106（0.951）	2.761（0.936）	2.469（0.913）
1	4.157（0.977）	3.526（0.961）	3.084（0.945）	2.73（0.925）	2.425（0.896）
2	4.138（0.973）	3.499（0.953）	3.052（0.935）	2.688（0.911）	2.373（0.877）
4	4.112（0.967）	3.463（0.944）	3.009（0.922）	2.640（0.895）	2.331（0.862）
6	4.092（0.962）	3.442（0.938）	2.985（0.914）	2.619（0.887）	2.312（0.855）
8	4.085（0.960）	3.431（0.935）	2.970（0.910）	2.608（0.884）	2.298（0.850）
10	4.078（0.959）	3.422（0.932）	2.962（0.907）	2.600（0.881）	2.285（0.845）
20	4.065（0.956）	3.409（0.929）	2.942（0.901）	2.574（0.872）	2.220（0.821）
30	4.061（0.955）	3.402（0.927）	2.929（0.897）	2.552（0.864）	2.152（0.796）
40	4.056（0.953）	3.395（0.925）	2.916（0.893）	2.529（0.857）	2.083（0.770）
50	4.048（0.952）	3.388（0.923）	2.903（0.889）	2.503（0.848）	2.015（0.745）

注：括号中为缺陷因子k_1，表示考虑蠕变变形后的极限载荷与未考虑蠕变变形的极限载荷的比值。

从图 10(b)的曲线形态来看，缺陷因子 k_1 均表现出明显的非线性下降趋势，特别是在缺陷较大和蠕变时间较长的情况下，下降速度加快。这一变化趋势与幂律衰减模型非常吻合，表明蠕变过程对球壳

材料的强度退化具有累积效应。这一结果表明，初始缺陷的大小是影响球壳极限载荷的重要因素，缺陷的增大导致了球壳的结构强度进一步减弱。



（a）剩余极限载荷　　（b）缺陷因子k_1

图 10　模态缺陷影响分析结果

Fig.10　Analysis results of modal imperfection impact

不同蠕变时间下的非线性极限载荷−最大位移曲线如图 11 所示。可以看出，虽然壳体变形分布相似，但蠕变效应会显著改变位移场梯度特性。对比此时位移数据，不考虑蠕变时模型的最大位移量为 21.19 mm，引入蠕变因素（50 天）后该位移量增至 33.97 mm，增幅达 60.3%。这一结果表明，蠕变作用不仅会放大结构初始缺陷的几何幅值，更会通过位移场重构机制增强缺陷敏感性，增大应力集中的效果，最终导致结构极限承载性能发生显著弱化。

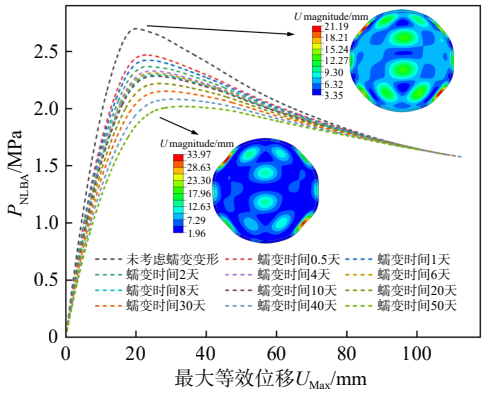


图 11　不同蠕变时间下的非线性极限载荷−最大位移曲线

Fig.11　Pressure-maximum equivalent displacement curves at different creep times

3.2 厚径比影响分析

本节研究了不同厚径比对有机玻璃球壳临界载荷的影响。厚径比 t/R 分别为 0.03、0.035、0.04、0.045 和 0.05。初始缺陷大小设置为 2 mm。蠕变时间（天）取值为 0、0.5、1、2、4、6、8、10、20、30、40 和 50。球壳的剩余极限载荷列于表 5。几何因子 k_2 定义为不同厚径比下考虑蠕变变形的临界载荷与未考虑蠕变变形的临界载荷之比，如表 5 括号中的结果所示。

表 5　基于不同厚径比 t/R 的球壳剩余极限载荷（MPa）

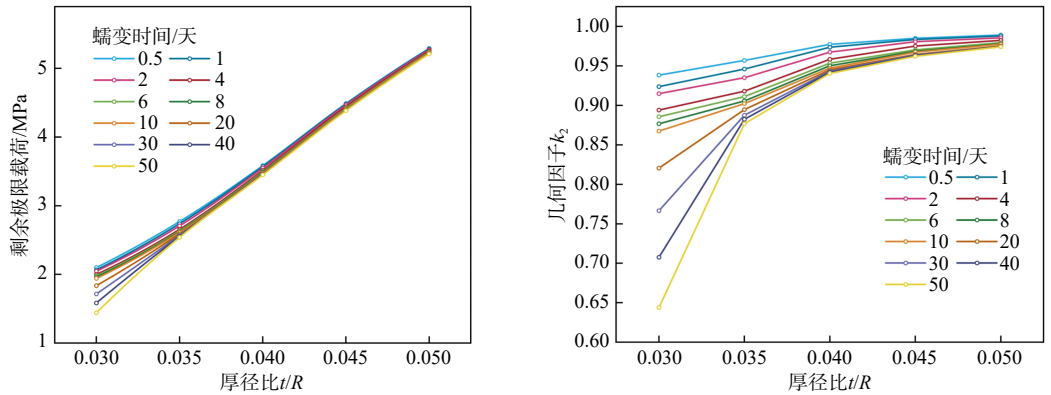
Tab.5　Residual ultimate loads of spherical shell based on t/R

蠕变时间	厚径比 t/R				
T_i/天	0.03	0.035	0.04	0.045	0.05
0	2.236	2.894	3.67	4.556	5.349
0.5	2.098（0.938）	2.769（0.957）	3.542（0.965）	4.487（0.985）	5.290（0.989）
1	2.065（0.924）	2.737（0.946）	3.526（0.961）	4.480（0.983）	5.284（0.988）
2	2.045（0.915）	2.706（0.935）	3.499（0.953）	4.467（0.980）	5.271（0.985）
4	1.999（0.894）	2.656（0.918）	3.463（0.944）	4.442（0.975）	5.254（0.982）
6	1.980（0.886）	2.636（0.911）	3.442（0.938）	4.420（0.970）	5.238（0.979）
8	1.960（0.877）	2.621（0.906）	3.431（0.935）	4.412（0.968）	5.232（0.978）
10	1.939（0.867）	2.611（0.902）	3.422（0.932）	4.407（0.967）	5.228（0.977）
20	1.834（0.820）	2.589（0.895）	3.409（0.929）	4.394（0.964）	5.216（0.975）

续表 5

蠕变时间	厚径比 t/R				
T_i/天	0.03	0.035	0.04	0.045	0.05
30	1.714（0.766）	2.568（0.887）	3.402（0.927）	4.390（0.964）	5.212（0.974）
40	1.582（0.708）	2.553（0.882）	3.395（0.925）	4.387（0.963）	5.211（0.974）
50	1.439（0.644）	2.537（0.877）	3.388（0.923）	4.383（0.962）	5.210（0.974）

注：括号中是几何因子k_2，表示考虑蠕变变形后的极限载荷与未考虑蠕变变形的极限载荷的比值。



（a）剩余极限载荷 （b）几何因子k_2

图 12 厚径比 t/R 影响分析结果

Fig.12 Analytical results of the effect of the thickness-to-diameter ratio t/R

从表 5 和图 12 可以看出，随着厚径比 t/R 的增大，球壳的极限载荷呈现出上升趋势，这是因为较厚的球壳具有更强的结构刚度，因此能够承受更高的载荷。另外，蠕变时间的延长导致极限载荷下降，但随着厚径比 t/R 的增加，极限载荷下降幅度逐渐减小。例如，蠕变时间为 50 天后，5 种球壳的极限载荷分别下降了 35.6%、12.3%、7.7%、3.8% 和 2.6%，表明蠕变效应逐渐削弱了有机玻璃球壳的承载能力，尤其是在薄壁球壳中，蠕变效应的影响更为显著。而较大的厚径比(0.05)在经历长时间蠕变后，仍能保持较高的承载能力，表现出更强的抗蠕变能力。

3.3 工作深度影响分析

本节以不同工作水深(60 m、80 m、100 m、120 m 和 140 m)为例，分析考虑初始模态缺陷后有机玻璃球壳的耐压结构蠕变响应。这里厚径比为 0.04，初始模态缺陷为 2 mm，蠕变时间(天)分别设为 0、0.5、1、2、4、6、8、10、20、30、40 和 50。球壳的剩余极限载荷如表 6 所示。水深因子 k_3 定义为不同水

表 6 基于不同工作深度的球壳剩余极限载荷（MPa）

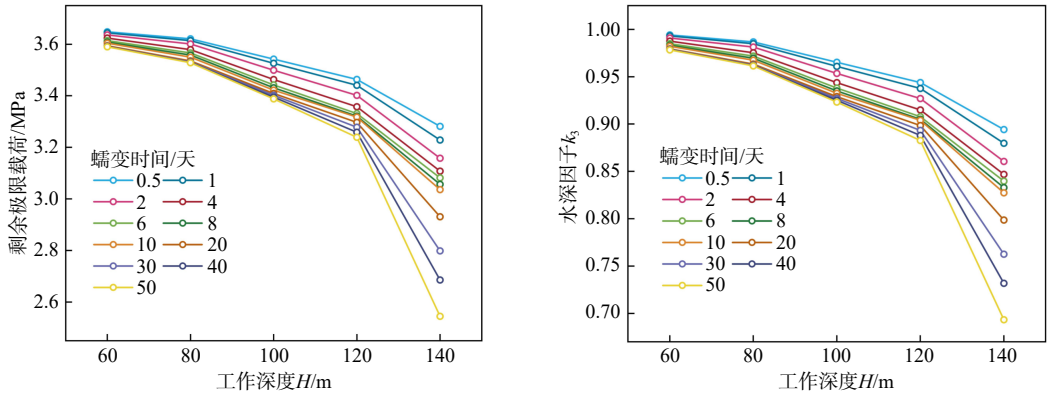
Tab.6 Residual ultimate loads of spherical shell based on different working depths

蠕变时间	工作深度 H/m				
T_i/天	60	80	100	120	140
0			3.670		
0.5	3.648（0.995）	3.621（0.987）	3.542（0.965）	3.463（0.944）	3.282（0.894）
1	3.644（0.993）	3.614（0.985）	3.526（0.961）	3.441（0.938）	3.228（0.880）
2	3.636（0.991）	3.601（0.981）	3.499（0.953）	3.402（0.927）	3.158（0.860）
4	3.624（0.987）	3.579（0.975）	3.463（0.944）	3.357（0.915）	3.108（0.847）
6	3.614（0.985）	3.566（0.972）	3.442（0.938）	3.331（0.908）	3.082（0.840）
8	3.608（0.983）	3.558（0.969）	3.431（0.935）	3.321（0.905）	3.056（0.833）
10	3.604（0.982）	3.550（0.967）	3.422（0.932）	3.317（0.904）	3.036（0.827）
20	3.594（0.979）	3.535（0.963）	3.409（0.929）	3.297（0.898）	2.931（0.799）
30	3.592（0.979）	3.531（0.962）	3.402（0.927）	3.278（0.893）	2.799（0.762）
40	3.591（0.978）	3.529（0.962）	3.395（0.925）	3.259（0.888）	2.685（0.732）
50	3.590（0.978）	3.528（0.961）	3.388（0.923）	3.239（0.883）	2.544（0.693）

注：括号中是水深因子k_3，表示考虑蠕变变形后的极限载荷与未考虑蠕变变形的极限载荷的比值。

深下考虑蠕变变形的临界载荷与未考虑蠕变变形的临界载荷比值，如表 6 括号中的结果所示。

由表 6 和图 13 可以看出，剩余极限载荷和 k_3 均随工作深度增加呈指数衰减，且随着蠕变时间延长，这一衰减趋势加速。当蠕变时间为 50 天后，工作深度（m）为 60、80、100、120 和 140 的极限载荷分别下降了 2.2%、3.9%、7.7%、11.7% 和 30.7%。说明较深的工作深度导致球壳在相同蠕变时间下发生了更显著的变形，进而导致剩余极限载荷衰减加剧。



（a）剩余极限载荷　　（b）水深因子k_3

图 13　不同工作深度影响分析结果

Fig.13　Residual ultimate load of spherical shell at different working depths

4 结　论

本文深入探讨了有机玻璃（PMMA）潜水器耐压壳的蠕变屈曲行为及其剩余极限承载能力，基于粘弹性特性分析，得出以下主要结论：

（1）基于时间–应力等效原理和短期蠕变试验数据，构建了适用于不同应力水平的 PMMA 材料蠕变曲线。对比 Burgers 模型发现，修正的 Burgers 模型因引入与时间相关的粘度系数，能够更精确地表征 PMMA 材料的减速、稳态及加速蠕变三阶段全特征。

（2）以直径 2 m、壁厚 40 mm 的 PMMA 球壳为例，通过追踪球壳蠕变位移–时间曲线发现，当曲线斜率出现急剧增大时，结构发生失稳。据此判定在工作水深 140 m 的条件下，完美球壳的蠕变屈曲临界时间为 14 990 小时，而含有 2 mm 初始几何缺陷的球壳该时间缩短至 3176 小时，仅为完美球壳的 21.2%，表明初始缺陷会急剧削弱球壳的长期稳定性。

（3）初始缺陷的增加会显著加剧蠕变效应，导致极限载荷大幅下降，5 mm 缺陷球壳蠕变 50 天后剩余极限载荷仅为 1 mm 缺陷球壳的 49.8%。而增大厚径比能有效延缓蠕变变形对极限载荷的衰减，当厚径比 t/R 从 0.03 增加至 0.05 时，蠕变 50 天后的剩余极限载荷衰减率由 35.6% 降至 2.6%。此外，工作深度增加引起的蠕变也使剩余极限载荷显著降低，从 60 m 工况到 140 m 工况，极限载荷衰减率由 2.2% 增加至 30.7%。这些发现可为 PMMA 耐压壳的设计优化和安全评估提供重要的理论依据。

参　考　文　献：

[1] 刘　帅，叶　聪，汤国伟，等. 国内首型全通透载客潜水器的设计与研制[J]. 中国造船，2019，60(3)：113–120.
Liu S, Ye C, Tang G W et al. Design and development of the first acrylic-hulled submersible in China[J]. Shipbuilding of China, 2019, 60(3): 113–120. (in Chinese)

[2] He Z H, Wang F, Wang H X, et al. Parametric analysis on creep deformation of deep-sea PMMA observation window[J]. Applied Sciences, 2024, 14: 2076–3417.

[3] 穆霞英. 蠕变力学[M]. 西安: 西安交通大学出版社, 2022.
Mu X Y. Creep mechanics[M]. Xi'an: Xi'an Jiaotong University Press, 2022. (in Chinese)

[4] Lin L, Hui L, Tao J, et al. Experimental study on the effects of hygrothermal aging on the indentation creep behaviors of PMMA[J]. Polymer Testing, 2021, 94(106991): 0142–9418.

[5] 陈 薇, 屈 平, 张爱锋. 基于压缩蠕变试验的观察窗蠕变特性研究[J]. 船舶力学, 2021, 25(1): 73–79.
Chen W, Qu P, Zhang A F. Study on viewport creep characteristics based on compression creep test[J]. Journal of Ship Mechanics, 2021, 25(1): 73–79. (in Chinese)

[6] 陈 薇, 万正权, 屈 平, 等. 考虑温度和应力影响的有机玻璃加速蠕变试验方法[J]. 船舶力学, 2025, 29(5): 755–766.
Chen W, Wan Z Q, Qu P, et al. Accelerated creep test method of PMMA considering the influence of temperature and stress[J]. Journal of Ship Mechanics, 2025, 29(5): 755–766. (in Chinese)

[7] Adibeig S V T F. Optimum creep lifetime of Polymethyl Methacrylate (PMMA) tube using rheological creep constitutive models based on experimental data[J]. Polymer Testing, 2019, 75: 107–116.

[8] Xu S X, Lin J P, et al. Experimental and numerical buckling analysis of cylindrical pressure hulls with multi-circular openings[J]. Ocean Engineering, 2020, 214: 0029–8018.

[9] 曹嘉庆. 基于蠕变特性的有机玻璃耐压球壳稳定性研究[D]. 哈尔滨: 哈尔滨工程大学, 2021.
Cao J Q. Research on the stability of PMMA pressure spherical shell based on creep characteristics[D]. Harbin: Harbin Engineering University, 2021. (in Chinese)

[10] 何志豪, 王 芳, 李友洁. 深海全通透耐压壳蠕变分析[J]. 力学与实践, 2024, 46(3): 559–569.
He Z H, Wang F, Li Y J. Analysis on creep deformation of deep-sea fullytransparent pressure-resistant hull[J]. Mechanics in Engineering, 2024, 46(3): 559–569. (in Chinese)

[11] Zhou F, Du Y, Chen Z P, et al. Creep buckling analysis of PMMA pressure vessels for application in neutrino detectors[J]. International Journal of Pressure Vessels and Piping, 2019, 169: 170–176.

[12] Zhou F, Hou S J, Qian X H, et al. Creep behavior and lifetime prediction of PMMA immersed in liquid scintillator[J]. Polymer Testing, 2016, 53: 323–328.

[13] Wang L H, Zhu Y M, Zhao X L, et al. Buckling analysis of PMMA hemispherical pressure shells with thickness variation[J]. International Journal of Solids and Structures, 2025, 306: 113109.

[14] 中国船级社. 潜水系统和潜水器入级与建造规范[S]. 北京: 人民交通出版社, 2018.
China Classification Society. Rules for classification of diving systems and submersibles[S]. Beijing: China Communications Press, 2018. (in Chinese)

[15] 高 杰. 深海球形耐压壳力学特性及试验研究[D]. 镇江: 江苏科技大学, 2017.
Gao Jie. Investigation on mechanical properties of deep sea spherical pressure hull and experimental study[D]. Zhenjiang: Jiangsu University of Science and Technology, 2017. (in Chinese)

[16] ASTM D2990. Standard test methods for tensile, compressive, and flexural creep and creep-rupture of plastics[S]. West Conshohocken: ASTM International, 2017.

[17] Williams M L, Landel R F, Ferry J D. The temperature dependence of relaxation mechanisms in amorphous liquids[J]. Journal of the American Chemical Society, 1955, 77(14): 3701–3707.

[18] 罗文波, 杨挺青, 安群力. 非线性粘弹体的时间−温度−应力等效原理及其应用[J]. 固体力学学报, 2001(3): 219–224.
Luo W B, Yang T Q, An Q L. Time-temperature-stress equivalence principle for nonlinear viscoelastic bodies and its application[J]. Chinese Journal of Solid Mechanics, 2001(3): 219–224. (in Chinese)

[19] Findley W N, Lai J S, Onaran K. Creep and relaxation of nonlinear viscoelastic materials: with an introduction to linear viscoelasticity[M]. Amsterdam: North-Holland, 1976.

[20] 周华樟. 旋切板胶合木的蠕变及其对结构稳定性的影响[D]. 哈尔滨: 哈尔滨工业大学, 2009.
Zhou H Z. Creep of laminated veneer lumber and its influence on structural stability[D]. Harbin: Harbin Institute of Technology, 2009. (in Chinese)

[21] Hoff N J. Rules and methods of stress and stability calculations in the presence of creep[J]. Journal of Applied Mechanics, 1978, 45(3): 669–675.