引用格式：彭浩峰，庄艺斌，张兴斌，等．基于数值仿真的充卸压速率提升后安全壳结构性能研究[J]．工业建筑，2026，56(1)：115-122．PENG Haofeng，ZHUANG Yibin，ZHANG Xingbin，et al. Numerical Simulation-Based Structural Performance of Containment Structures Under Increased Pressurization and Depressurization Rates[J]. Industrial Construction，2026，56(1)：115-122 (in Chinese)．DOI：10.3724/j.gyjzG25053002

基于数值仿真的充卸压速率提升后安全壳结构性能研究*

彭浩峰[1]　庄艺斌[2]　张兴斌[2]　王伟达[3]　杨大业[3]

（1. 西南科技大学土木工程与建筑学院，四川绵阳　621010；2. 中国建筑科学研究院有限公司，北京　100011；3. 安世亚太科技股份有限公司，北京　100025）

摘　要　安全壳的主要功能是设备支撑和内外防护，作为核电站的最后一道安全屏障，其对可靠性要求极高，应在整个电厂生命周期内保持结构完整性。为验证安全壳的结构性能，需对其进行打压CTT试验，且该试验具有风险高、时间长的特点。考虑到核电厂的实际需要，期望通过提升CTT试验中的安全壳充卸压速率，以进一步提高其安全性评估效率。采用ANSYS有限元软件，以M310安全壳为研究对象进行数值仿真分析。分别建立两组数值模型，以打压期望速率（充压速率为80 kPa/h，卸压速率为40 kPa/h）和M310安全壳打压实际速率（充压速率为40 kPa/h，卸压速率为14 kPa/h）进行高低速率对比分析，研究速率提升对安全壳结构性能的相关影响。结果表明：充卸压速率提升后壳内压力、气体速度分布均无明显差异；气体温度升降规律相似，两者温差较小；混凝土温度、结构变形均无显著变化。通过仿真分析，验证了速率提升后的安全壳结构性能仍在安全范围内，满足使用需求。

关键词　安全壳；CTT试验；结构性能；速率提升；数值仿真

Numerical Simulation-Based Structural Performance of Containment Structures Under Increased Pressurization and Depressurization Rates

PENG Haofeng[1]　ZHUANG Yibin[2]　ZHANG Xingbin[2]　WANG Weida[3]　YANG Daye[3]

(1. *School of Civil Engineering and Architecture*, *Southwest University of Science and Technology*, *Mianyang* 621010, *China*; 2. *China Academy of Building Research*, *Beijing* 100011, *China*; 3. *PERA Corporation Ltd.*, *Beijing* 100025, *China*)

Abstract: The main functions of containment structures are equipment support and internal and external protection. As the final safety barrier of a nuclear power plant, the containment structure must meet high reliability requirements, and its structural integrity must be maintained throughout the life cycle of the plant. In order to verify the structural performance of the containment, a CTT test is required, which is characterized by high risk and long duration. Considering the practical needs of nuclear power plants, it is expected that the efficiency of safety assessment can be further improved by enhancing the pressurization and depressurization rates of the containment during the CTT test. Using the ANSYS finite element software, a numerical simulation was conducted with the M310 containment as the research object. Two sets of numerical models were established to compare the expected pressurization rate (pressurization at 80 kPa/h and depressurization at 40 kPa/h) and the actual pressurization rate of the M310 containment (pressurization at 40 kPa/h and depressurization at 14 kPa/h), to investigate the effects of rate inchease on the structural performance of the containment. The results showed that after increasing the pressuriza-

*2023年深圳市科技重大项目（KJZD20231023093057005）。

第一作者：彭浩峰，硕士研究生，主要从事核电领域结构工程方向研究。

电子信箱：513034982@qq.com

收稿日期：2025-05-30

© 2026 工业建筑

tion and depressurization rates, there was no significant difference in the pressure and gas velocity distribution inside the containment shell; the gas temperature exhibited similar trends during both heating and cooling, with a relatively small temperature difference between the two processes; there were no significant changes in concrete temperature or structural deformation. The simulation analysis verified that the structural performance of the containment shell remained within the safe range under the increased rate and met the operational requirements.

Keywords: containment; CTT test; structural performance; rate increase; numerical simulation

0 引 言

安全壳是核电站结构系统中最为核心的结构物,承担了设备支撑和内外防护两大基本功能,这决定了安全壳需承受复杂荷载的作用。例如在冷却剂损失事故(LOCA)瞬变条件下,安全壳可能会遭受充压热冲击,该冲击具有极端温度梯度的高热应力。同时,临界关键运行条件下高温和内部压力等也会对安全壳的结构完整性造成极大威胁。如果安全壳结构中存在一些缺陷,那么高内压和热应力的结合可能会导致裂缝穿过容器壁,使得放射性物质泄漏到环境中[1-7]。因此,需要定期对安全壳进行打压试验,以确定其结构性能。

安全壳打压试验(CTT)是验证安全壳结构性能最重要的专项试验。该试验用一定速率的干空气将安全壳充压至设计压力,模拟设计基准事故工况下安全壳内的峰值压力,以验证作为核安全第三道屏障的安全壳及其附属部件是否满足性能要求。该试验作为一个准破坏性试验,按照充压—平台期持压—充压—最高压平台期—卸压的流程进行,试验每10年进行1次,具有风险高、工艺复杂且占用大修关键路径时间长的特点[8-12]。

近些年,随着国内核电机组投运数量的不断增加,CTT试验频次也随之大幅增加。如何通过优化试验工艺,在核安全、质量与工期之间取得合适的平衡点,已成为当前核电从业者亟需解决的重大课题之一。因此,在保证安全和质量的前提下,期望通过在合理的范围内提升安全壳的充卸压速率[13-14],缩短结构受荷时间,减少过程中的潜在风险,以提高安全壳整体安全性的评估效率,从而进一步提高核电站安全性。

在这一背景下,本文以M310堆型安全壳为研究对象,采用ANSYS有限元分析软件,研究在CTT试验中充卸压速率提升后的安全壳结构性能。过往的研究侧重流体方面的变化,本文在此基础上继续研究速率提升对结构的影响,包括混凝土温度和结构变形等。

1 充卸压速率提升研究方案

国内现有规范NB/T 20431—2017《压水堆核电厂钢制安全壳结构整体性试验》[15]及NB/T 20017—2021《压水堆核电厂预应力混凝土安全壳结构整体性试验》[16]对安全壳的充卸压速率提出了规定,M310堆型为预应力混凝土安全壳,可参考后者。NB/T 20017—2021[16]第4.5条提出,试验过程的充卸压速率每小时不应大于最高试验压力的15%。且每一级压力到达后,恒压时间不小于1 h。M310安全壳最高试验压力为420 kPa,若按NB/T 20017—2021计算,充卸压速率限值为63 kPa/h。

美国ASME BPVC Ⅲ-2-2019《Code for Concrete Containments》[17]中规定,混凝土安全壳充压和卸压速率每小时不得超过试验压力的20%。该标准的2015版也做了同样规定[18]。若按此计算,M310的充卸压速率限值为84 kPa/h。

目前M310堆型的充压速率不大于40 kPa/h,卸压速率不大于14 kPa/h,均低于国内外的规范限值,其中,M310堆型CTT试验曲线如图1所示。以规范限值为参考,基于核电厂实际需求,本文旨在研究和评估安全壳充压速率提升至80 kPa/h,卸压速率提升至40 kPa/h时对结构性能的相关影响。

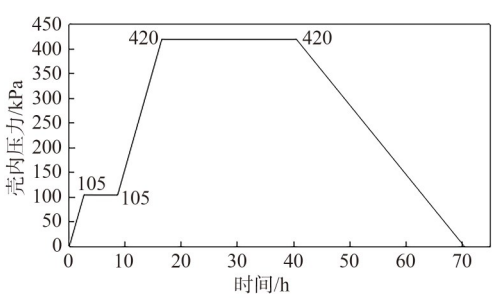


图1 M310堆型CTT试验曲线

Fig. 1 CTT test curve for the M310 stack-type containment

基于此，通过数值模拟的方式，建立 M310 安全壳结构模型及内部气体模型，采用单向耦合过程，考虑气体压力对结构的影响，不考虑结构变形对气体的作用。此外，分别采用试验设计值与实际机组的历史试验数据，对仿真分析模型进行可靠性验证。采用高、低速率（即充压 80 kPa/h、卸压 40 kPa/h；充压 40 kPa/h、卸压 14 kPa/h）模拟安全壳充压—保压—卸压全过程，得到壳内温度场、压力场等气体状态，以及安全壳的结构响应。并对高、低速率数值模型进行差异对比分析，将对比分析后的结果用以评估充卸压速率提升至目标速率的可行性。

2　有限元模型建立

2.1　结构模型

M310 堆型安全壳为“圆筒+穹顶”的结构形式，筒身内径为 37.0 m，壳体截面厚度为 0.9 m，底部标高为 −4.500 m，穹顶标高为 56.680 m。安全壳本体按照实际结构尺寸及形式建模。为提升计算效率，对内部结构进行了简化，仅考虑其体积占比，使得整体模型内部容积与实际容积一致，为 49400 m^3。

M310 安全壳有限元打压模型有两个进气口，在卸压阶段则作为出气口。充压时两个气口同时进气；卸压时两个气口同时出气，整个过程中，两个气口压力边界条件保持一致。M310 结构模型如图 2，结构单元网格数量为 4.78 万个，模型参数如表 1 所示。



（a）结构模型　　（b）网格划分

图 2　M310 安全壳结构模型及网格划分

Fig. 2　Model and meshing of the M310 containment structure

表 1　结构模型参数

Table 1　Structural model parameters

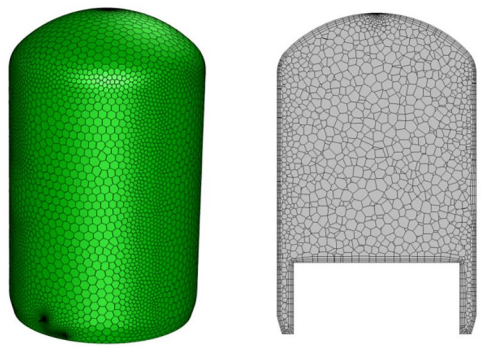
混凝土强度等级	混凝土线膨胀系数/℃	混凝土导热系数/(kJ·m^{-1}·h^{-1}·℃$^{-1}$)	混凝土比热容/(kJ·kg^{-1}·℃$^{-1}$)	钢筋混凝土弹性模量/GPa	泊松比
C60	1×10^{-5}	10.6	0.96	46	0.18

注：根据安全壳的混凝土强度及钢筋配筋率，仿真计算中将安全壳整体弹性模量取为 46 GPa。

2.2　流体动力学模型

模型计算流体域为安全壳内部空间去除筒内结构体积后的等效空间，流体域体积为 49400 m^3，等同于实际体积。通过模型试算，选取收敛速度最快的 SST K-Omega 湍流模型，开启能量方程，采用可压缩气体物性模型，将模型进行流动和传热瞬态计算，以模拟出充压和卸压阶段的热力学过程。该过程考虑安全壳内、外热交换和混凝土吸热过程，不考虑地基传热。鉴于实际打压试验会对水池进行覆盖，且实际打压过程中温升较小，计算中未考虑水蒸气蒸发与冷凝效应。

安全壳结构外部边界条件以大气环境为标准，外界环境温度设置为 297.15 K，系统初始温度设定为 300 K，初始压力设定为 1 标准大气压 101.325 kPa。打压管道入口在充压和保压阶段设置为压力入口边界条件，在卸压开始阶段改为压力出口边界条件，气体压力与 M310 实际 CTT 试验中的设置相同，施加在管道入口截面。此外，模型网格划分采用多面体网格，单元尺寸不大于 2.25 m，以适应内部结构的复杂性，并对进气管道附近的网格进行局部加密。流体域三维网格及剖面如图 3 所示，气体网格数为 17.37 万个，整个模型网格数量为 22.1 万个。



（a）三维网格　　（b）剖面

图 3　流体域三维网格及剖面

Fig. 3　3D mesh and profile of the fluid domain

2.3　仿真分析热力学过程

在结构模型和流体模型的基础上，通过计算流

体动力学来模拟打压工程热力学过程。高速打压工况下,充压速率为80 kPa/h,卸压速率为40 kPa/h,打压曲线如图4所示。低速打压工况下,充压速率为40 kPa/h,卸压速率为14 kPa/h,这与实际CTT试验速率一致,打压曲线如图5所示。

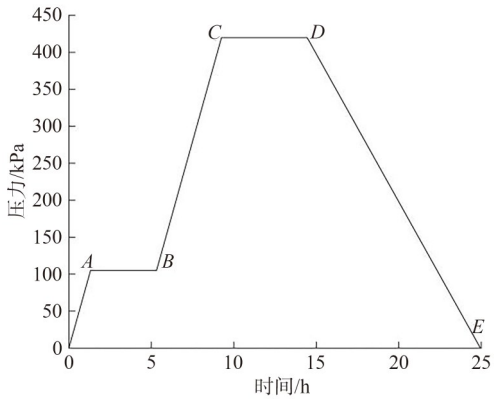


图4 M310安全壳高速打压曲线

Fig. 4 M310 containment high-speed pressurization curve

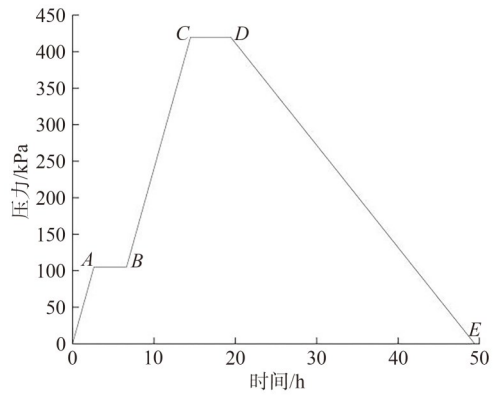


图5 M310安全壳低速打压曲线

Fig. 5 M310 containment low-speed pressurization curve

安全壳打压工况包括5个工程热力学子过程,结合打压曲线图4、图5进行分析:

1)从打压过程开始至*A*点,压缩空气在气压差作用下进入安全壳,安全壳内空气质量增加,温度和压力升高。

2)从*A*点至*B*点为105 kPa压力平台保压平衡过程,安全壳内空气压力逐渐接近平台压力。由于安全壳内部温度升高,且高于外界环境温度,外部对流换热导致安全壳内部热量散失,安全壳内部空气与外界的温差下降。

3)从*B*点至*C*点,打压入口压力开始上升,在压力差作用下,压缩空气进入安全壳,安全壳内部温度和压力再次升高。

4)从*C*点至*D*点为420 kPa压力平台保压平衡过程,安全壳内空气压力逐渐接近平台压力。由于安全壳内部温度升高,且高于外界环境温度,外部对流换热导致安全壳内部热量散失,安全壳内部空气与外界的温差下降,该阶段后期温度和压力分布趋于平衡。

5)从*D*点至结束为卸压气体膨胀过程,安全壳内空气质量下降,温度和压力降低。*E*点时管道入口压力与大气压一致,质量流量开始迅速下降,直到最终安全壳内外部压力平衡。

打压过程中安全壳内部温度上升的能量来自于压缩空气中存储的能量在打压过程中的释放,即进入安全壳内部压缩空气的质量与安全壳内的温度、压力均呈正相关。

通过建立三维共轭传热计算流体动力学模型,结合二类对流边界条件和入口压力边界条件,对打压过程进行瞬态模拟分析,得到安全壳内部空气温度、压力和速度随时间变化的过程,对比高、低速打压曲线相关物理量的变化情况,得到打压速率提升对打压过程各个物理量的影响。结合温度和压力分布的结果,对安全壳整体变形进行结构分析。

3 有限元模型验证

3.1 压力曲线验证

1)高速打压压力曲线验证。

提取仿真分析中高速打压过程的气体压力实测值,与气体压力设计值进行对比分析,结果见图6,两者误差大小如表2所示。可知:高速打压仿真分析中,实测压力和设计压力数值十分接近,最大误差绝对值为3.2%,发生在第1个压力平台起点位置,其余时刻误差均不超过2.3%。由此得出高速打压仿真分析达到了预设效果,完成了预设打压过程。

2)低速打压压力曲线验证。

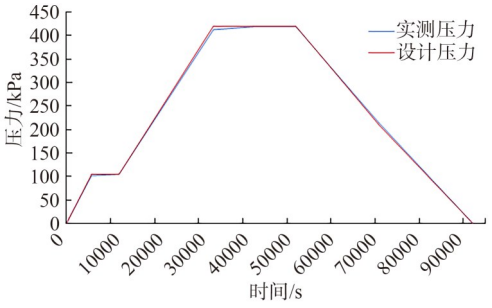


图6 高速打压实测压力与设计压力对比曲线

Fig. 6 Pressure measured values and design values comparison during high-speed pressurization

表 2　高速打压压力实测值和设计值

Table 2　Measured and design values of high-speed pressurization pressure

时间/s	实测压力/kPa	设计压力/kPa	误差%
0	0	0	0.00
5700	101.642	105	3.20
11925	104.499	105	0.00
33300	412.389	420	1.81
42300	418.746	420	0.30
52000	418.755	420	0.30
70800	214.695	210	−2.24
92100	0.313	0	0.00

提取仿真分析中低速打压过程的气体压力实测值，与气体压力设计值进行对比分析，结果见图 7，两者误差大小如表 3 所示。由图 7 及表 3 可知：低速打压仿真分析中，实测压力和设计压力数值十分接近，最大误差不超过 3%，其余均超过 1%。由此得出，低速打压仿真分析也达到了预设效果，完成了预设打压过程。

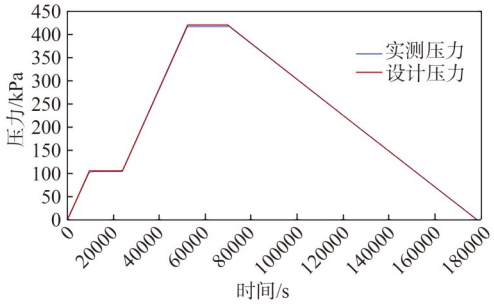


图 7　低速打压实测压力与设计压力对比曲线

Fig. 7　Pressure measured values v.s. design values comparison during low-speed pressurization

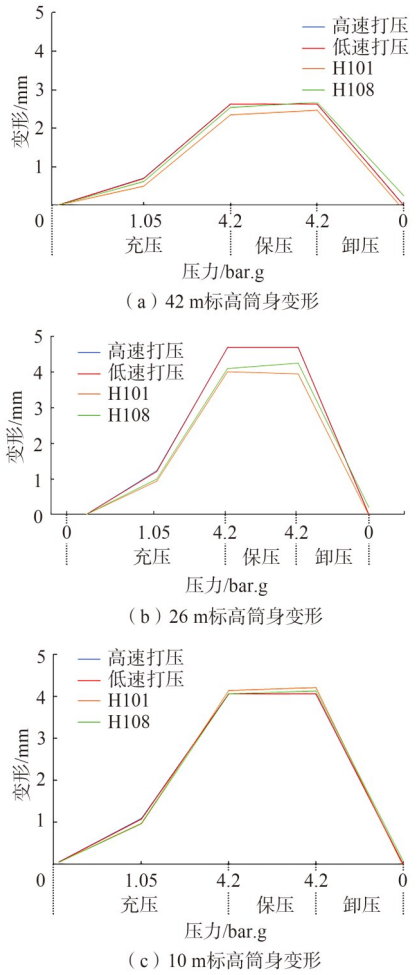
表 3　低速打压压力实测值和设计值

Table 3　Measured and design values of low-speed pressurization pressure

时间/s	实测压力/kPa	设计压力/kPa	误差%
0	0	0	0.00
9450	101.856	105	2.99
11925	104.441	105	0.53
23850	104.506	105	0.47
52200	417.081	420	0.69
69900	418.755	420	0.30
123900	209.811	210	0.09
178200	0.3316	0	0.00

3.2　结构变形计算验证

提取仿真分析中高、低速率打压过程的结构变形进行分析，并分别与红沿河 H101 堆型、H108 堆型筒身不同标高的变形监测点的实际打压数据对比，如图 8 所示。可知：不同标高的仿真分析变形曲线与实际打压变形曲线的变化趋势、数值接近，从而验证了模型的准确性。



（a）42 m标高筒身变形

（b）26 m标高筒身变形

（c）10 m标高筒身变形

注：bar. g 表示表压，代表以当地大气压为基准的压力测量值，单位为 bar，表压 = 绝对压力 − 大气压，1 bar = 1×10^5 Pa，下同。

图 8　仿真分析与实际打压变形对比

Fig. 8　Comparison between simulated and actual pressure-induced deformations

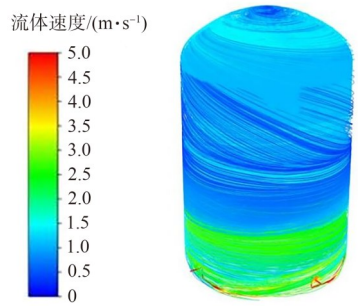
4　数值仿真结果与分析

4.1　流体速度分布

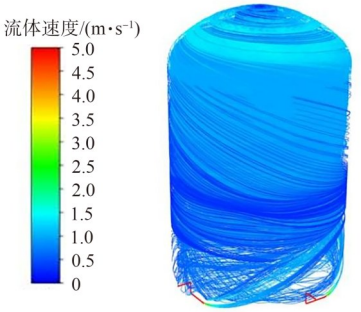
M310 安全壳内部空气在压缩空气带动下，经过内部结构构成的空间会形成复杂的湍流。在靠近进气口位置流速较高，随着远离进气口，流度快速降低，同时在进气口切向方向会形成速度较高的环流区域。远离进气口区域的空气流速大部分在 3 m/s 以内。M310 高速、低速打压下的流体速度分布如图 9 所示。

图 9 显示，高速打压与低速打压下的流体速度

场分布规律接近一致。进气口附近区域速率略有差异,而进气口以外的区域速率接近一致,最高速率均未超过5 m/s,表明充卸压速率提升未造成壳内气体速度分布的明显变化。



(a)高速打压流体速度分布



(b)低速打压流体速度分布

图9 M310安全壳内部流体速度分布

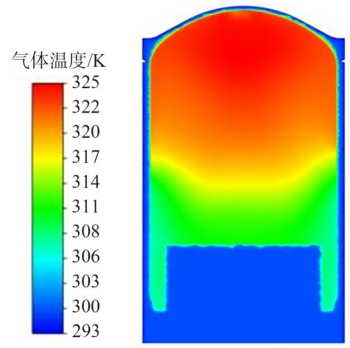
Fig. 9 Fluid velocity distribution inside the M310 containment

4.2 流体温度分布

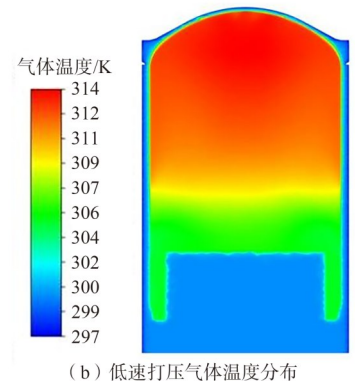
随着充压过程的进行,安全壳内部空气逐渐升温,在保压阶段温度逐渐下降回归,卸压阶段温度持续下降,卸压段结束后,温度逐渐回归至外界正常温度。选取有限元模型垂直截面提取平均温度可以观察到这一过程。在充压阶段,安全壳内部会形成从上到下较大的温度梯度,壳内上部温度较高,底部温度较低,上下温度梯度会随着充压时间的增长而加剧,并在充压结束时温度达到最高,如图10所示。且同一标高空气域内,温度差不高。

图10显示,高速打压相比低速打压的最高温度数值略高,但温度梯度仍较接近。为更明显体现出整个打压过程中安全壳内部空气温度变化的总体趋势,取有限元模型中*ZY*平面的温度平均值,进而得到截面平均温度分布曲线,并在此基础上对高、低速率打压全过程进行温度对比分析,见图11。

图11显示,初始温度均为300 K,高速打压过程中气体最高平均温度为312.3 K,低速打压过程中气体最高平均温度为308.9 K,两者相差约为3.4 K,表明打压速率提升后,气体最高平均温度有所上升。在卸压阶段,高速打压温度最低降至292 K,而低速打压温度最低降至295.9 K,高速打压的温降更为明显,且两者的最低温度相差约为3.9 K。综合高、低速打压下的温度变化进行分析,虽然两者的打压时间不同,各个阶段时间分布也有差异,但总体截面平均温度升降规律相似,且温差不大,表明速率提升未对壳内气体温度造成显著差异。



(a)高速打压气体温度分布



(b)低速打压气体温度分布

图10 M310安全壳内部流体温度分布

Fig. 10 Fluid temperature distribution inside the M310 containment

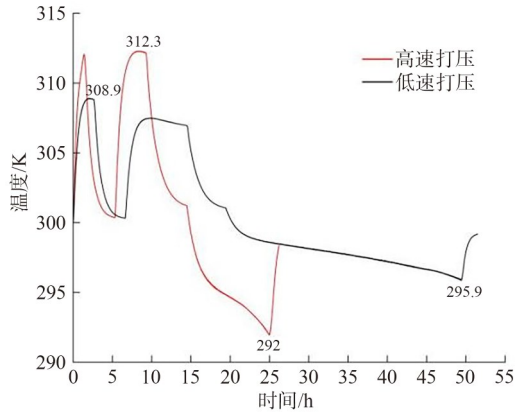
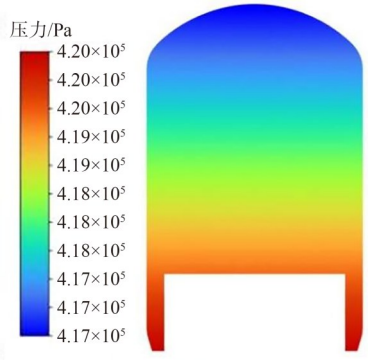


图11 高、低速打压气体温度对比曲线

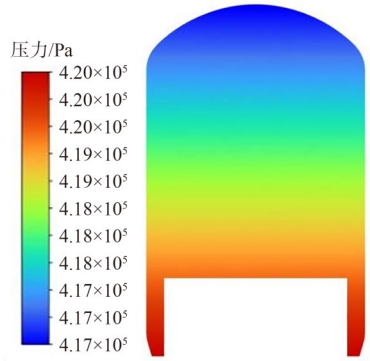
Fig. 11 Comparison of gas temperatures during high-and low-speed pressurization

4.3　压力分布

将安全壳充压至最高压平台期时，其内部压力分布呈现出从上到下逐渐升高的状态。同一标高上几乎没有压力差。高速工况下的最大压力梯度差值约为 3 kPa，低速工况下的最大压力梯度差值也为 3 kPa，两者的压力梯度差值没有差异，如图 12 所示。即在打压不同阶段，压力分布的模式同样相似。总体而言，高速打压和低速打压的压力分布模式和数值大小呈现出一致的状态，表明速率提升未造成压力分布的差异变化。



（a）高速打压压力分布



（b）低速打压压力分布

图 12　压力分布 Pa

Fig. 12　Pressure distribution

4.4　混凝土温度变化

打压过程中，安全壳内部空气质量先增加后减少，气体温度也随之先上升后下降。气体温度的变化影响了混凝土温度的变化。充卸压速率提升时，环境温度变化幅度加大，混凝土的温差变化幅度也相应略有增加。高速打压和低速打压下，提取 M310 模型典型位置的混凝土温度，并取平均值对结果进行对比分析，如图 13 所示。

仿真分析显示，打压速率提升后，由于空气运动速度加快，气体温度略有上升，相应引起混凝土的温度也略有提升，但增幅较小。高速打压设计压力平台期最高温度为 300. 82 K，低速打压设计压力平台最高温度为 300. 63 K，表明充压期 2 组模型混凝土温升的幅度增加了 0. 19 K。

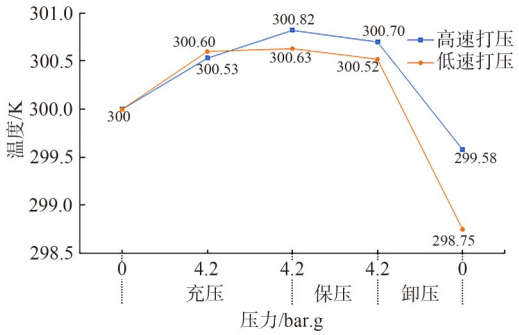


图 13　安全壳混凝土平均温度对比

Fig. 13　Comparison of average temperatures of containment concrete

在卸压阶段，高速打压模型在卸压终点温度为 299. 58 K，低速打压模型在卸压终点温度为 298. 75 K，两组模型温度相差 0. 83 K。但高速打压降温幅度相比低速打压较小，降温过程更为温和。

高速打压卸压过程的温降幅度比低速打压小，表明速率提升在卸压阶段不造成温度应力的增加，故只需考虑充压阶段的温升幅度差。充压和保压阶段，混凝土温度最高点高速打压比低速打压增加了 0. 19 K，根据热胀冷缩原理，温度的变化会引起结构内部应力的变化，但安全壳混凝土温度的变化无明显差异，可见该温度的增加对混凝土温度应力的影响十分微小。

4.5　混凝土结构变形

打压过程中，提取 M310 模型中筒身 42°、128°、215°、303°四个方位不同标高在不同平台期的变形数值并取其平均值，进行高速打压与低速打压的对比分析。M310 筒身平均变形如表 4 所示，高、低速打压变形对比曲线如图 14 所示。

图 14 显示：高速打压、低速打压在筒身标高

表 4　M310 筒身平均变形

Table 4　Average deformations of the M310 cylinder body

打压过程	测量点标高/m	不同压力下的变形/mm				
		0 bar.g	1.05 bar.g	4.2 bar.g（充压）	4.2 bar.g（卸压）	0 bar.g
高速打压	42	0	0.71	2.63	2.63	0
	26	0	1.24	4.69	4.69	0
	10	0	1.10	4.06	4.06	0
低速打压	42	0	0.70	2.63	2.63	0
	26	0	1.21	4.69	4.69	0
	10	0	1.08	4.06	4.06	0

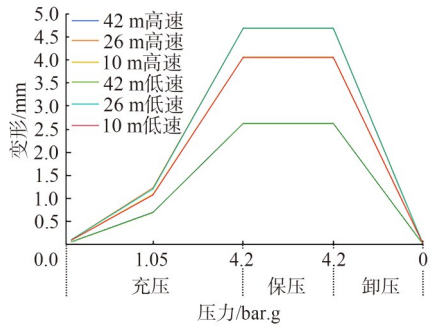


图14 高、低速打压筒身变形曲线

Fig. 14 Deformation curves of the cylinder body during high-and low-speed pressurization

42 m、26 m和10 m位置处的变形曲线几乎重合，二者相差极小，由此证明速率提升对结构变形的影响可忽略不计。这是因为安全壳的打压过程是一个动力、静力作用相结合的过程，流体压力作为一个动力作用到结构上，但由于其作用增加的速率极低，几乎不造成动力响应。即充卸压速率的提升会影响加速度，但从力学角度分析打压过程，无论高速或低速，都是一个十分缓慢的过程，这也使得动力效应极其不明显，相比气体压力引起的内力变化可以忽略不计。因此，在打压过程中，气体压力对结构产生的作用力仍然占据绝对主导地位。

5 结 论

基于优化CTT试验工艺以及核电厂对充卸压速率提升的实际需求，本文采用ANSYS有限元分析软件，对M310安全壳进行速率提升仿真分析。分别采用两种速率进行计算，即充压80 kPa/h、卸压40 kPa/h；充压40 kPa/h、卸压14 kPa/h，提取了气体速率、壳内压力、气体温度、混凝土温度、结构变形等数据进行分析。主要结论如下：

1）充卸压速率提升后，壳内压力、气体速率分布均无明显差异，表明速率提升对压力和壳内气体速率的影响可忽略不计。

2）充卸压速率提升后，壳内气体温度升降规律相似，且温差较小，表明速率提升对气体温度无明显影响。

3）充卸压速率提升后，安全壳混凝土温度无明显差异，高速打压比低速打压仅增加了0.19 K，表明速率提升对混凝土温度的影响微小。

4）充卸压速率提升后，结构变形均无明显差异，表明速率提升对混凝土结构响应的影响可忽略不计。

经过仿真分析，将安全壳充压速率提升至80 kPa/h，卸压速率提升至40 kPa/h后，安全壳整体的结构性能均未发生明显变化，仍然在安全、可承受的范围内，可满足使用要求。针对速率提升后仿真分析的数据结果，可为后续打压试验提供参考，并为安全壳的优化设计提供数据反馈，还能为核电站建设及运营节约成本，带来明显的经济效益，进一步提升CTT试验的安全性、准确性、可靠性和经济性。

参 考 文 献

[1] 张秉灿，张雄谦. 华龙一号反应堆厂房LOCA事故荷载效应分析研究[C]//2024年建筑结构技术交流会论文集(第一册). 深圳：2024：191-196.

[2] 蔡伟，乐志东，魏婷. 一体化小堆失水事故响应及后果研究[J]. 核动力工程，2024，45(1)：149-155.

[3] 廖浩仰，明杨，赵富龙，等. LOCA下氦氙气冷反应堆系统安全特性分析[J]. 核动力工程，2024，45(6)：197-205.

[4] 刘萍萍，刘梦影，徐浩德. 事故容错燃料对核电厂安全影响评价[J]. 核动力工程，2024，45(6)：98-105.

[5] 张锐，刘帅，冯志鹏，等. LOCA动力分析模型敏感性研究[J]. 中国机械，2024，15：3-9.

[6] 刘阳. 核电厂LOCA监测系统可靠性分析及其冗余系统的搭建[J]. 电工技术，2024，13：196-198.

[7] 刘建昌，陈韵茵，欧阳勇，等. 压水堆LOCA源项分析方法保守性评价[J]. 核安全，2022，21(5)：33-40.

[8] 向华伟，熊伯炜，荣华，等. 基于CFD的压水堆安全壳试验速率优化研究[J]. 工业建筑，2025，55(8)：193-199.

[9] 王定义. 十年大修三大专项试验实施次序分析与优化[C]//中国电力企业管理创新实践(2021年)论文集. 深圳：中广核核电运营有限公司，2023：451-454.

[10] 陈友琼，杨枫. 核电站安全壳整体密封性试验[J]. 电工技术，2022(4)：125-128.

[11] 常楠，尤坤坤，刘硕，等. 核电安全壳整体密封性试验验证试验方法分析[J]. 电工技术，2023(19)：130-131.

[12] 郭裕丰，王志永，王洪凯. 安全壳打压试验泄压过程气体流场研究与优化[J]. 电工技术，2024(9)：195-197.

[13] 刘嘉兴，杨昕光，杨林，等. 充压速率提升后安全壳结构变形分析[C]//2022年工业建筑学术交流会论文集(中册). 北京：2022：120-123.

[14] 杨昕光，褚英杰，荣华，等. 充压速率提升后对安全壳结构的影响性研究[C]//2021年工业建筑学术交流会论文集，北京：2021：174-177.

[15] 国家能源局. 压水堆核电厂钢制安全壳结构整体性试验：NB/T 20431—2017[S]. 北京：中国电力出版社，2017.

[16] 国家能源局. 压水堆核电厂预应力混凝土安全壳结构整体性试验：NB/T 20017—2021[S]. 北京：中国电力出版社，2021.

[17] ASME. Rules for construction of nuclear facility components section III division 2：code for concrete containments：ASME BPVC-III-2-2019[S]. New York：ASME，2019.

[18] ASME. Errata for rules for construction of nuclear facility components section III division 2 code for concrete containments：includes errata 04-427，09-1896，10-634，12-1797，12-1868，11-1551，14-885，14-1001，15-741，15-1963：ASME BPVC-III-2 ERRATA-2015[S]. New York：ASME，2015.