

DOI:10.11784/tdxbz202511005

含气孔体积缺陷薄壁奥氏体不锈钢贮箱极限载荷研究

赵 雷^{1,2,3}, 史博文^{1,2,3}, 徐连勇^{1,2,3}, 宋 恺^{1,2,3}, 韩永典^{1,2,3}, 孙伟召⁴

(1. 天津大学材料科学与工程学院, 天津 300350;

2. 高性能轧辊材料与复合成形全国重点实验室(天津大学), 天津 300350;

3. 天津市现代连接技术重点实验室, 天津 300350; 4. 北京宇航系统工程研究所, 北京 100076)

摘 要: 薄壁 304 奥氏体不锈钢贮箱是低成本火箭研究的关键部件之一, 常用于贮存液氢、液氧等低温推进剂, 工作时需承受低温及内压的影响, 其制造通常采用焊接工艺, 该过程极易引入气孔缺陷, 显著降低贮箱的承载性能并诱发结构失稳. 为此, 针对含气孔体积缺陷的 304 奥氏体不锈钢贮箱开展极限载荷的数值模拟研究. 对冷轧 10%和 20%的 304 奥氏体不锈钢母材及激光焊接接头进行微观组织观察, 结果表明, 母材因冷轧产生孪晶与微孔洞, 冷轧 20%的母材晶粒细化更显著, 焊缝呈现枝晶组织并存在 δ 铁素体与微孔洞, 使得其强度弱于母材. 通过-180 °C 低温拉伸试验获取焊接接头的真应力-真应变曲线, 为后续模拟提供必要的材料参数. 基于贮箱的实际结构建立含气孔体积缺陷的有限元模型, 系统分析单个球形气孔位置、尺寸以及长条气孔长度对贮箱极限载荷的影响, 并采用非线性拟合方法构建气孔参数(位置、尺寸及长度)与极限载荷之间的定量关系模型. 研究结果表明: 已知材料屈服强度时, 可通过关系模型预测任意气孔参数(位置、尺寸及长度)下贮箱的极限载荷; 当单个球形气孔位于壁厚中心时, 极限载荷最大, 随其向两侧表面偏移而逐渐减小; 气孔直径增大会导致极限载荷下降, 当直径达壁厚 90%时, 极限载荷降至无缺陷状态的 60%; 长条气孔对贮箱极限载荷的削弱作用显著大于单个球形气孔; 长条气孔长度增加会使极限载荷持续下降并最终稳定在无缺陷状态的 50%. 研究结果可为含气孔体积缺陷低温贮箱的结构安全评估与工艺优化提供有效参考.

关键词: 304 奥氏体不锈钢贮箱; 极限载荷; 焊接气孔; 气孔体积缺陷

中图分类号: TH49

文献标志码: A

文章编号: 0493-2137(2026)10-1057-09

Limit Load Analysis of Thin-Walled Austenitic Stainless Steel Tanks with Volumetric Pore Defects

Zhao Lei^{1,2,3}, Shi Bowen^{1,2,3}, Xu Lianying^{1,2,3}, Song Kai^{1,2,3}, Han Yongdian^{1,2,3}, Sun Weizhao⁴

(1. School of Materials Science and Engineering, Tianjin University, Tianjin 300350, China;

2. State Key Laboratory of High-Performance Roll Materials and Composite Forming, Tianjin University,

Tianjin 300350, China; 3. Tianjin Key Laboratory of Advanced Joining Technology, Tianjin 300350, China;

4. Beijing Institute of Astronautical System Engineering, Beijing 100076, China)

Abstract: Thin-walled 304 austenitic stainless steel tanks are key components of inexpensive launch vehicles. These vessels typically store cryogenic propellants such as liquid hydrogen and oxygen and endure low-temperature conditions and internal pressure during operation. However, common welding processes used in their fabrication are susceptible to the formation of porosity defects. These defects significantly reduce tank load-bearing capacity and can induce structural instability. Therefore, a numerical simulation study was conducted on the limit load of 304 austenitic stainless steel tanks containing volumetric pore defects. The microstructures of 10% and 20% cold-rolled 304 austenitic stainless steel base metal and the corresponding laser-welded joints were first characterized. The results indi-

收稿日期: 2025-11-04; 修回日期: 2025-11-22.

作者简介: 赵 雷 (1985—), 男, 博士, 教授.

通信作者: 赵 雷, zhaolei85@tju.edu.cn.

基金项目: 国家自然科学基金资助项目(U2541269).

Supported by the National Natural Science Foundation of China (No. U2541269).

cated that the base metal contained cold-rolling-induced twins and micro-voids. The 20% cold-rolled base metal showed more significant grain refinement. The corresponding weld zones exhibited a dendritic microstructure characterized by δ ferrite and micro-pores, resulting in reduced tensile strength relative to the base metal. Cryogenic tensile test was conducted at $-180\text{ }^{\circ}\text{C}$ to obtain the true stress-strain curves of the welded joints, providing necessary material parameters for subsequent simulations. Finite element models incorporating volumetric pore defects were established based on the actual tank structure. The effects of defect positioning, spherical-pore size, and elongated pore length on the tank limit load were systematically analyzed. A nonlinear fitting method was employed to construct a quantitative predictive model relating the pore parameters (location, size, and length) to the limit load. The results showed that given the material yield strength, the limit load for any combination of pore parameters (location, size, and length) could be accurately predicted using this relational model. The maximum limit load was observed when a single spherical pore was positioned at the mid-plane of the wall thickness, with the load-bearing capacity decreasing gradually as the defect shifted toward the internal or external surface. An increase in pore diameter caused a corresponding decrease in the limit load. When the pore diameter reached 90% of the wall thickness, the limit load dropped to 60% of the defect-free capacity. Compared with single spherical pores, elongated pores induced a significantly greater reduction in the limit load. As the elongated pore length increased, the limit load decreased continuously before eventually stabilizing at 50% of the defect-free state. These findings provide valuable insights for the structural-safety assessment and process optimization of cryogenic propellant tanks containing volumetric pore defects.

Keywords: 304 austenitic stainless steel tank; limit load; welding porosity; volumetric pore defect

近年来, SpaceX 公司在星舰上不断取得突破, 其火箭贮箱所使用的不锈钢材料也成为低成本火箭研发的重点^[1]. 在航天领域, 贮箱材料追求结构轻量化和高强度^[2], 若采用不锈钢材料, 其厚度一般不超过 1 mm. 我国新一代运载火箭的贮箱多用于储存液氢、液氧等低温推进剂, 属超低温贮箱, 这使得贮箱需同时承受较大的内压与极低温度的影响, 304 奥氏体不锈钢良好的力学性能使其成为贮箱材料的选择之一.

304 奥氏体不锈钢在常温下的组织主要为奥氏体, 其具有良好的韧性、成形性、耐腐蚀性及焊接性^[3-5], 被广泛应用于核电化工、城轨交通及压力容器等领域^[6-8], 诸多学者针对 304 奥氏体不锈钢低温力学性能开展的研究也表明其在低温环境下具备良好的适用性, 成为不锈钢贮箱的首选材料之一. Zheng 等^[9]通过研究发现降低温度可以显著提高 304 奥氏体不锈钢的屈服强度和抗拉强度, 且抗拉强度的增幅要大于屈服强度. Lu 等^[10]对深冷拉伸强化后的 304 奥氏体不锈钢进行了研究, 发现其低温抗拉强度可达 1 634 MPa.

然而, 不锈钢焊接接头的性能仍是不锈钢贮箱设计和制造的难点. Liu 等^[11]研究表明 304 不锈钢焊接接头显微组织中存在明显的夹杂物, 其低温塑性变形能力及强度均明显低于母材. Yang 等^[12]也发现在 $25\text{ }^{\circ}\text{C}$ 至 $-196\text{ }^{\circ}\text{C}$ 的拉伸范围内, 焊缝的强度始终低于母材, 且断裂位置均位于焊缝. Sun 等^[13]的研究表明

对于 304 奥氏体不锈钢激光焊接接头, 焊缝区域极易出现气孔类缺陷. 上述研究均表明, 由于缺陷的存在, 焊缝区域的力学性能通常劣于母材, 对于同时承受超低温与内压的不锈钢贮箱来说, 焊缝区域也因此成为整体结构的薄弱环节, 在实际应用中会显著制约贮箱的极限承载能力.

贮箱的极限承载能力是决定火箭整体结构安全的关键因素. 当内压载荷超过贮箱的承载极限时, 极易诱发局部屈曲失稳, 甚至导致结构破裂等灾难性后果. 此前已多次出现因贮箱结构失稳引发的事故: 2023 年, 美国联合发射联盟 (ULA) 火神-半人马座火箭因贮箱顶部焊缝强度低于预期, 且该部位承受了超预期的应力而发生爆裂^[14]; 2023 年, “超重-星舰”在首次加注合练中因内外压差控制失当, 导致薄壁段出现 3 处失稳凹坑^[15]. 以上事例表明, 对贮箱结构进行极限载荷分析是火箭安全评估中不可或缺的一环. 尤其对于结构稳定性更为敏感的薄壁贮箱而言, 制造或材料中存在的初始缺陷会显著削弱其承载能力, 因此, 开展含缺陷薄壁贮箱的极限载荷研究具有重要的工程意义.

然而, 现有研究多集中在对不锈钢材料本身及焊接接头低温性能分析, 对焊接过程中所产生气孔类体积缺陷的位置、尺寸及长度对超低温承压结构极限承载能力的影响, 仍缺乏系统性研究. 此外, 如何将微观缺陷的特征与宏观结构的极限载荷强度进行定量

关联,亦是工程实际中有待解决的问题.

因此,本文将重点关注含气孔体积缺陷的 304 奥氏体不锈钢贮箱在低温和内压环境下的极限承载能力. 鉴于超低温试验的高成本与含特定缺陷试件制备的困难,本研究采用基于弹塑性力学理论的非线性有限元模拟方法,对 304 奥氏体不锈钢焊接制备的贮箱进行极限载荷分析,系统研究不同位置、不同尺寸及不同长度的气孔体积缺陷对不锈钢贮箱极限载荷的影响规律. 最终,在有限元分析结果的基础上,建立含气孔体积缺陷 304 奥氏体不锈钢贮箱极限载荷

计算方法公式. 本文旨在为低成本火箭贮箱的焊接工艺优化、无损检测验收标准的制定以及结构完整性评估提供理论依据和数据支撑,具有重要的工程应用价值.

1 试验材料及方法

1.1 试验材料

试验材料为冷轧 304 奥氏体不锈钢薄板,冷轧状态分别为 10% 和 20%,以下称为 BM10 和 BM20,厚度均为 0.6 mm,化学成分如表 1 所示.

表 1 10%和 20%冷轧 304 奥氏体不锈钢化学成分

Tab.1 Chemical composition of 10% and 20% cold-rolled 304 austenitic stainless steel								
母材	w_C	w_{Si}	w_{Mn}	w_P	w_S	w_{Ni}	w_{Cr}	w_N
BM10	0.043	0.460	1.020	0.026	0.025	8.03	18.35	0.045
BM20	0.041	0.448	1.088	0.036	0.004	8.03	18.11	0.051

1.2 焊接接头制备方法

两种 304 奥氏体不锈钢薄板焊接接头均采用激光焊方法制备,以下分别称为 WJ10 和 WJ20,焊接设备包括 YLS-10000 光纤激光器、Scanlab 扫描振镜和 KUKA KR60HA 六轴工业机器人,焊接参数如表 2 所示.

焊接接头及母材的拉伸试样依照标准《金属材料焊缝破坏性试验 横向拉伸试验》(GB/T 2651—2023)和《金属材料拉伸试验 第 3 部分:低温试验方法》(GB/T 228.3—2019)的要求,采用线切割方法制备,其具体尺寸如图 1 所示.

表 2 激光焊接参数

Tab.2 Laser welding parameters						
焊接接头	焊接功率/W	焊接速度/(m/min)	离焦量/mm	扫描幅度/mm	扫描频率/Hz	氩气流量/(L/min)
WJ10	890	1.2	+3	0.8	50	25
WJ20	900	1.2	+3	1.0	50	25

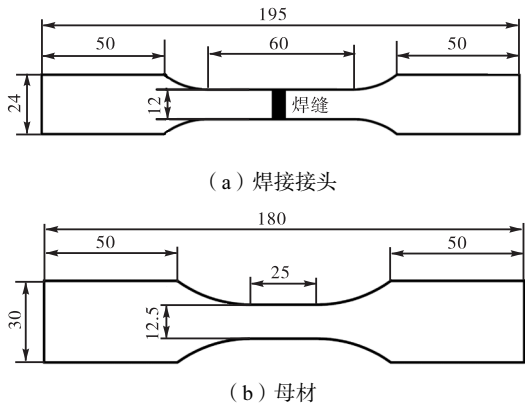


图 1 焊接接头及母材拉伸试样示意(单位:mm)

Fig.1 Schematic of the welded-joint and base metal tensile specimens (unit: mm)

母材及焊接接头拉伸试验依据上述标准,在 LD26.105 型电子万能试验机上进行,测试温度为 $-180\text{ }^{\circ}\text{C}$,该环境由 LGDX2-185 + 350B2 高低温试验箱提供与控制,并设定恒定的拉伸应变速率为 $2.5 \times 10^{-4} \text{ s}^{-1}$. 母材及焊接接头的真应力-真应变曲线如图 2 所示,其力学性能见表 3.

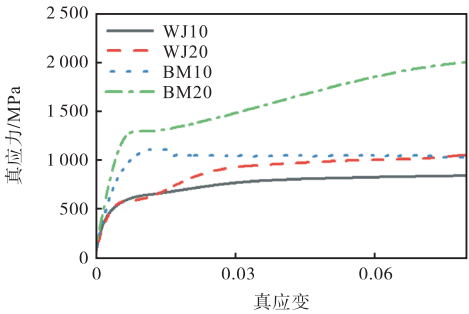


图 2 304 奥氏体不锈钢母材及焊接接头真应力-真应变曲线
Fig.2 True stress-strain curves of the 304 austenitic stainless steel base metal and welded joint

表 3 304 奥氏体不锈钢母材及焊接接头力学性能

Tab.3 Mechanical properties of the 304 austenitic stainless steel base metal and welded joint

材料	屈服强度 σ_y / MPa	抗拉强度 σ_b / MPa	弹性模量 E / GPa	泊松比
BM10	1 047	1 779	168	0.3
BM20	1 299	2 014	225	0.3
WJ10	824	1 668	185	0.3
WJ20	961	1 933	152	0.3

上述试验结果表明,焊接接头的屈服强度要明显低于母材,两种材料焊接接头-180℃拉伸试验断口位置均处于焊缝内部靠近熔合线区域,如图3所示.切取焊接接头断口、原始状态母材及原始状态焊

接接头(与拉伸试样断裂位置相同区域)制备金相试样,经200目至3000目砂纸打磨后采用抛光机抛光,使用王水(HCl和HNO₃体积比为3:1)进行金相腐蚀.母材及焊接接头的微观组织如图4所示.

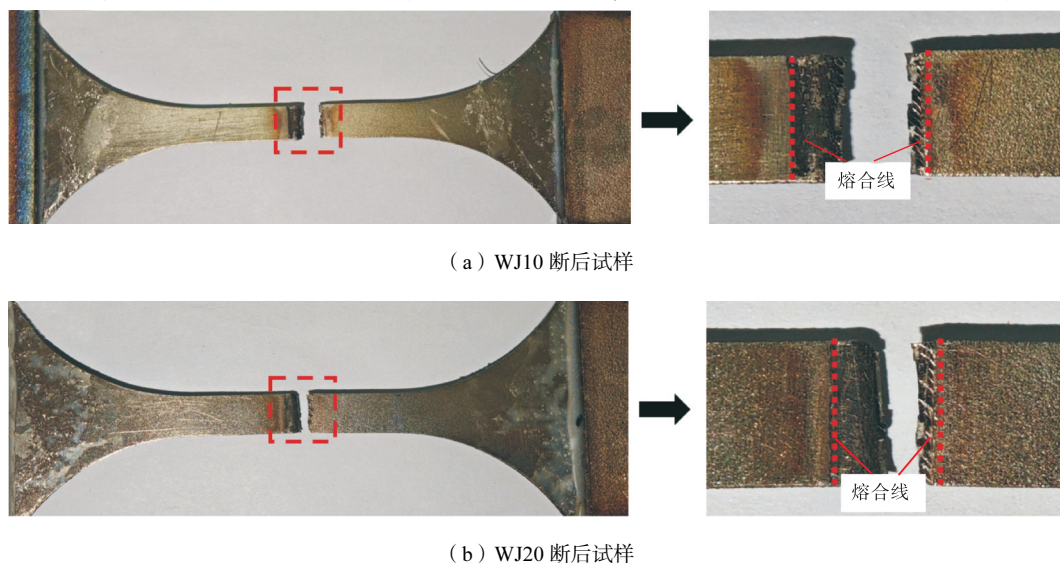


图3 焊接接头-180℃拉伸试验断后试样

Fig.3 Welded-joint specimen after tensile test at -180℃

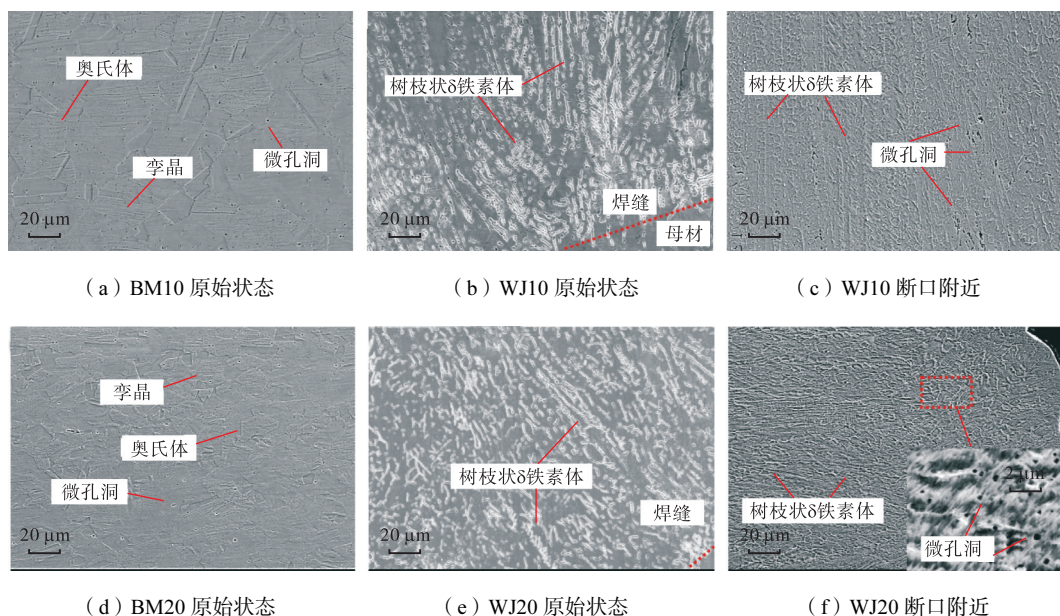


图4 304奥氏体不锈钢母材及焊接接头微观组织

Fig.4 Microstructures of the 304 austenitic stainless steel base metal and welded joint

对母材及焊接接头的微观组织观察结果表明:BM10与BM20两种冷轧母材的基体均为奥氏体.在冷轧大塑性变形作用下,两者组织中均出现奥氏体孪晶与弥散分布的微孔洞.相比之下,BM20因冷轧变形量更大,导致平均奥氏体晶粒尺寸显著小于BM10,晶粒形貌也更为扁平、细长,体现出更明显的晶粒细化效果.

在焊接接头方面,原始状态的WJ10与WJ20的

焊缝金属均呈现典型的快速凝固枝晶组织,微观结构以奥氏体为基体,并伴有树枝状残留 δ 铁素体.在两者拉伸断口附近的组织中均观察到微观孔洞.这些孔洞与相对粗大的 δ 铁素体枝晶结构共同构成潜在的裂纹萌生点与应力集中源.

同时,母材为奥氏体组织,在低温拉伸过程中剧烈的塑性变形会诱发马氏体相变,产生强烈的相变强化效应,使其强度动态提升.而焊缝金属中存在的稳

定 δ 铁素体在低温下不具备马氏体相变能力, 导致焊缝整体加工硬化能力不足. 此外, 靠近熔合线的区域组织过渡剧烈, 微观应力集中显著, 因此该区域成为裂纹优先萌生与扩展的位置, 最终导致接头在低温拉伸中于此发生断裂.

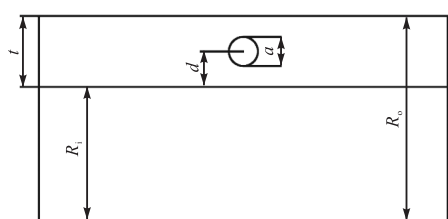
上述分析表明, 焊接接头, 特别是其焊缝区域, 是整个贮箱结构在低温下的薄弱环节. 为准确预测贮箱的极限承载能力, 后续的有限元分析将采用由焊接接头低温拉伸试验获得的力学参数(表 3), 以确保模型能真实反映焊接接头主导的失效行为.

2 有限元模型及极限载荷的确定

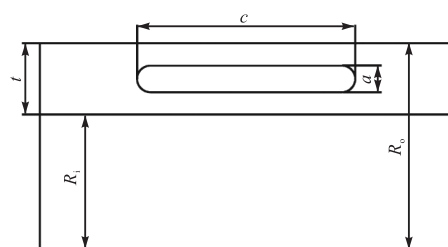
2.1 有限元模型建立

本文计算的贮箱模型内径 R_i 为 1 674.4 mm, 外径 R_o 为 1 675 mm, 贮箱厚度为 0.6 mm, 材料参数如表 3 所示.

根据 304 奥氏体不锈钢焊接接头中气孔体积缺陷的类型和分布情况, 本文考虑单个球形气孔与气孔群两种情况, 其中, 将气孔群简化为长条气孔, 如图 5 所示. 图中: a 为气孔缺陷的尺寸, t 为贮箱的厚度, d 为气孔缺陷中心距离贮箱内表面的距离, c 为长条气孔缺陷的长度. 为了研究气孔体积缺陷位置、尺寸和长度对极限载荷的影响, 对缺陷进行无量纲处理, 无量纲单个球形气孔缺陷尺寸表示为 a/t , 无量纲单个球形气孔缺陷位置表示为 d/t , 无量纲长条气孔缺陷长度表示为 c/t .



(a) 单个球形气孔



(b) 长条气孔

图 5 含气孔体积缺陷 304 奥氏体不锈钢贮箱示意

Fig.5 Schematic of the 304 austenitic stainless steel tank with volumetric pore defects

本文采用 ABAQUS 软件构建模型, 单个球形气孔及长条气孔的模型如图 6 所示.

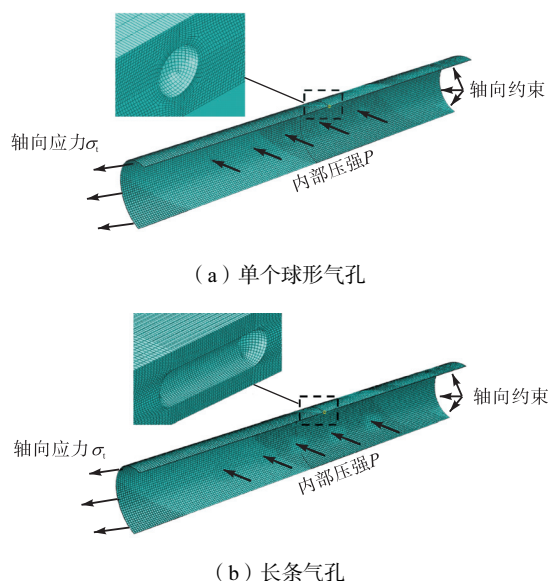


图 6 含气孔体积缺陷贮箱的有限元模型及网格划分
Fig.6 Finite element model and mesh generation of the tank with volumetric pore defects

考虑贮箱的对称性, 建立了 1/2 模型, 贮箱长度取 1 m, 远大于气孔体积缺陷尺寸, 以避免边界效应对缺陷区域计算带来的影响. 采用 C3D8R 缩减积分单元划分网格, 缺陷部位网格划分进行细化, 最小网格尺寸为 0.005 53 mm, 远离缺陷部分网格划分较疏. 这种方法既能准确反映出缺陷部位的应力状态, 又可以降低计算量, 提高计算速度.

根据贮箱的服役条件, 在贮箱内部施加内部压强 P , 并对贮箱一端进行轴向约束, 另一端施加轴向应力, 轴向应力由密闭贮箱中的两端封头产生, 内压作用在两端封头的内表面上, 其合力表现为对筒体施加一个轴向的拉力, 在贮箱中段表现为环形截面上的轴向应力 σ_t , 其计算式^[6]为

$$\sigma_t = \frac{PR_i^2}{R_o^2 - R_i^2} \quad (1)$$

2.2 极限载荷计算方法

极限载荷分析是评估结构极限承载能力的关键手段, 其核心目的在于确定结构在丧失正常功能前所能承受的最大载荷, 从而为火箭贮箱的设计与安全评定提供直接的理论依据. 该方法基于小变形假设, 当材料在载荷的作用下发生变形, 其中应力高的地方先进入塑性阶段, 后续随着载荷的不断增大, 进入塑性阶段的区域也不断增大, 塑性区域的扩大也使得材料的应力分布发生变化, 最终成为不稳定机构失去承载能力, 即载荷不再增大但塑性变形依旧增大, 这种状

态被称为极限状态,此时的载荷被称为极限载荷^[17]。

极限载荷考虑的是理想弹塑性材料小变形的情况,但现实中材料一般都具备一定的应变硬化或应变软化的性质,因此为了计算实际材料真实结构的极限载荷,很多研究人员提出了多种计算准则。常用的计算准则有双切线交点准则、零曲率准则、两倍弹性斜率准则等,本文采用的方法为两倍弹性斜率准则^[18]。两倍弹性斜率准则规定极限载荷为应力-应变曲线中两倍弹性斜率线与曲线的交点,如图 7 所示,其中 $2\tan\alpha = \tan\beta$ 。

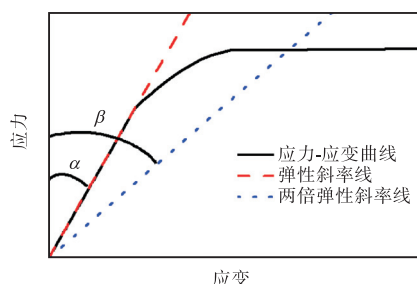


图 7 两倍弹性斜率准则示意

Fig.7 Schematic of the double-elastic slope criterion

3 含气孔体积缺陷贮箱极限载荷分析

3.1 极限载荷验证

为验证有限元模型计算极限载荷的准确性,采用无缺陷贮箱的解析解与有限元结果进行对比。该解析解的计算式^[12]为

$$P_0 = \frac{2}{\sqrt{3}} \sigma_y \ln \left(\frac{R_o}{R_i} \right) \quad (2)$$

计算后可以得出 WJ10 的无缺陷贮箱极限载荷为 0.341 MPa, WJ20 的无缺陷贮箱极限载荷为 0.398 MPa。有限元计算得到的应力-应变曲线如图 8 所示。

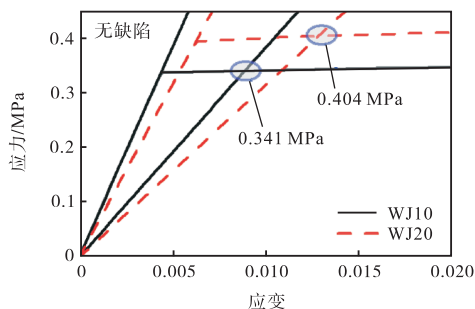


图 8 无缺陷贮箱极限载荷计算结果

Fig.8 Simulation results of the limit load for the defect-free tank

通过两倍弹性斜率准则处理有限元应力-应变曲

线,获得了 WJ10 和 WJ20 无缺陷贮箱的极限载荷,并与解析解进行对比,其中 WJ10 的有限元计算值 0.341 MPa 与解析解完全一致, WJ20 的有限元计算值 0.404 MPa 与解析解的误差也仅为 1.5%。两者均吻合良好,充分证明了有限元求解结果的准确性。

3.2 单个球形气孔位置对贮箱极限载荷影响

对于含单个球形气孔的 WJ10 和 WJ20 构成的贮箱,本文研究了单个球形气孔位置对极限载荷的影响,以直径 $0.5t$ 的气孔体积缺陷为例,分别计算了气孔体积缺陷位置 d/t 为 0.3、0.4、0.5、0.6、0.7 工况下的极限载荷,结果如图 9 所示。

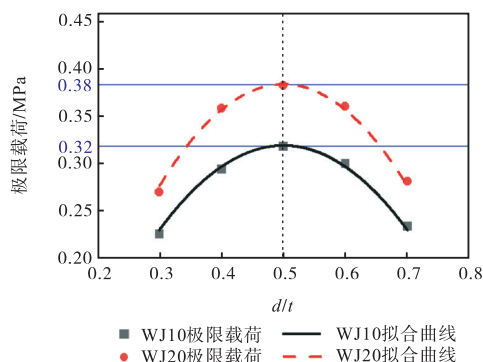


图 9 单个球形气孔位置对极限载荷的影响

Fig.9 Effect of the location of the single spherical pore on the limit load

从图 9 中可以看出当气孔中心位于 $0.5t$ 时,贮箱的极限载荷最大,随着气孔中心向内外两侧偏移,极限载荷也会随之下降,可以表示为

$$P_L = m \left[1 - n \left(\frac{d}{t} - 0.5 \right)^2 \right] \quad (3)$$

式中: m 为强度因子,决定曲线高度; n 为形状因子,决定曲线形状。 m 、 n 均为拟合参数。

WJ10 的极限载荷拟合公式为

$$P_L = 0.32 \left[1 - 6.95 \left(\frac{d}{t} - 0.5 \right)^2 \right] \quad (4)$$

WJ20 的极限载荷拟合公式为

$$P_L = 0.38 \left[1 - 6.95 \left(\frac{d}{t} - 0.5 \right)^2 \right] \quad (5)$$

拟合公式中形状因子 n 相等,可以看出不同材料的曲线形状保持一致,表示对于两种材料的贮箱极限载荷随气孔位置的变化规律相同,二者唯一不同点在于强度因子 m ,即单个球形气孔体积缺陷中心位于 $0.5t$ 时的极限载荷数值,因此本文重点分析当气孔中心位于 $0.5t$ 时,气孔体积缺陷尺寸 a/t 和气孔体积缺陷长度 c/t 对极限载荷的影响。

3.3 单个球形气孔尺寸对贮箱极限载荷影响

含单个球形气孔体积缺陷的贮箱结构, 气孔中心位于贮箱壁厚的中间, 考虑气孔体积缺陷尺寸对极限载荷的影响, 分别计算气孔体积缺陷尺寸 a/t 取值为 0、0.1、0.3、0.5、0.7、0.9 工况下的极限载荷, 计算结果如图 10 所示。

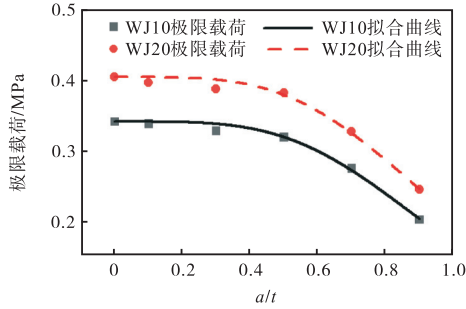


图 10 单个球形气孔尺寸对极限载荷的影响

Fig.10 Effect of single spherical pore size on the limit load

从图 10 中可以看出, 随着单个球形气孔体积缺陷尺寸 a/t 的增大, 贮箱极限载荷逐步降低, 且下降速度不断增加。当 a/t 为 0.5 时, 极限载荷为无缺陷极限载荷的 94%, 说明单个球形气孔尺寸较小对极限载荷的影响并不大; 当 a/t 大于 0.5 达到 0.7 时, 极限载荷会快速下降为无缺陷极限载荷的 81%; 当 a/t 达到 0.9 时, 极限载荷下降速度进一步加快, 下降为无缺陷极限载荷的 60% 左右, 极大地降低了贮箱的承载能力。

通过非线性拟合的方式对不同气孔尺寸的极限载荷进行拟合, 可以得到极限载荷与气孔体积缺陷尺寸的关系, 即

$$P_L = \frac{P_0}{1 + \alpha(a/t)^\beta} \quad (6)$$

式中: P_0 为贮箱无缺陷时的极限载荷; α 和 β 为拟合参数。

WJ10 的极限载荷拟合公式为

$$P_L = \frac{0.341}{1 + 0.99(a/t)^{3.86}} \quad (7)$$

WJ20 的极限载荷拟合公式为

$$P_L = \frac{0.404}{1 + 0.99(a/t)^{3.86}} \quad (8)$$

结果表明, 两种材料的拟合参数 α 值相同, β 值也相同, 说明极限载荷随气孔尺寸变化的规律一致。材料种类的差异主要体现为对无缺陷贮箱极限载荷 P_0 的影响, 而并未改变由气孔尺寸所主导的极限载荷下降规律。这证实了气孔尺寸对极限载荷的

影响规律在不同材料间具有一定的通用性。

3.4 长条气孔长度对贮箱极限载荷影响

对于含长条气孔体积缺陷的贮箱结构, 气孔中心位于贮箱厚度的中间, 考虑长条气孔体积缺陷长度对极限载荷的影响, 分别计算气孔体积缺陷长度 c/t 取值为 0、0.5、1.0、2.0、4.0、8.0、16.0 工况下的极限载荷, 计算结果如图 11 所示。

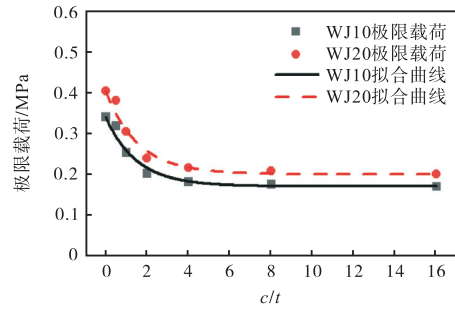


图 11 长条气孔长度对极限载荷的影响

Fig.11 Effect of the elongated pore length on the limit load

从图 11 中可以看出随着长条气孔体积缺陷长度 c/t 的增大, 贮箱极限载荷先快速下降, 后趋于平缓, 随着气孔长度的增大, 极限载荷会下降到一个稳定值。该稳定极限载荷的数值为无缺陷极限载荷的 50%, 使得贮箱承载能力大幅度降低, 并且与单个球形气孔最低下降至 60% 相比, 长条气孔的贮箱极限载荷下降值更大, 这也表明, 长条气孔在薄壁贮箱中更易诱发局部失稳。

通过非线性拟合的方式对不同气孔长度的极限载荷进行拟合, 可以得到极限载荷与气孔体积缺陷长度的关系, 即

$$P_L = 0.5P_0[e^{(-kc/t)} + 1] \quad (9)$$

式中 k 为拟合参数。

WJ10 的极限载荷拟合公式为

$$P_L = 0.171[e^{(-0.65c/t)} + 1] \quad (10)$$

WJ20 的极限载荷拟合公式为

$$P_L = 0.202[e^{(-0.65c/t)} + 1] \quad (11)$$

结果表明, 两种材料的拟合参数 k 取值相同, 说明极限载荷随气孔长度变化的规律一致。材料种类的差异主要体现为对无缺陷贮箱极限载荷 P_0 的影响, 而并未改变由气孔长度所主导的极限载荷下降规律。这证实了气孔长度对极限载荷的影响规律在不同材料间具有一定的通用性。

3.5 基于屈服强度的贮箱极限载荷通用预测模型

前述研究分别揭示了单个球形气孔位置、尺寸和长条气孔长度对贮箱极限载荷的影响, 并针对两种特

定材料(WJ10 与 WJ20)建立了预测公式. 二者的拟合参数相同, 仅有无缺陷贮箱的极限载荷 P_0 不同, 通过公式(2)可知, P_0 在贮箱尺寸确定的情况下仅与材料的屈服强度有关, 将此本构关系代入前述各拟合公式, 即可将以 P_0 为变量的材料特异性公式统一升格为以屈服强度 σ_y 为参数的通用预测模型, 建立起适用于任意材料的含缺陷贮箱极限载荷通用计算公式, 如下所示.

单个球形气孔位置条件下贮箱极限载荷通用公式为

$$P_L = \frac{1.87\sigma_y}{\sqrt{3}} \ln\left(\frac{R_o}{R_i}\right) \left[1 - 6.95\left(\frac{d}{t} - 0.5\right)^2\right] \quad (12)$$

单个球形气孔尺寸条件下贮箱极限载荷通用公式为

$$P_L = \frac{2\sigma_y \ln\left(\frac{R_o}{R_i}\right)}{\sqrt{3} \left[1 + 0.99(a/t)^{3.86}\right]} \quad (13)$$

长条气孔长度条件下贮箱极限载荷通用公式为

$$P_L = \frac{\sigma_y}{\sqrt{3}} \ln\left(\frac{R_o}{R_i}\right) \left[e^{(-0.65c/t)} + 1\right] \quad (14)$$

为验证所建通用公式的预测准确性, 本文基于前述模型, 分别计算了 WJ10 与 WJ20 在单个球形气孔位置($d/t = 0.35$)、气孔尺寸($a/t = 0.6$)及长条气孔长度($c/t = 6.0$)条件下的极限载荷理论值. 所选参数均为拟合过程中未使用的独立数据点, 以确保验证的客观性. 将公式计算结果与相应条件下的有限元仿真结果进行对比, 具体数据如表 4 所示.

表 4 不同气孔体积缺陷下贮箱极限载荷的公式预测与有限元仿真对比

Tab.4 Comparison of the numerically predicted and simulated limit loads of tanks with different volumetric pore defects

焊接接头	归一化参数	有限元仿真结果 P_L/MPa	公式预测结果 P_L/MPa	误差/%
WJ10	$d/t = 0.35$	0.277	0.269	2.89
WJ10	$a/t = 0.6$	0.307	0.300	2.28
WJ10	$c/t = 6.0$	0.177	0.174	1.69
WJ20	$d/t = 0.35$	0.326	0.314	3.68
WJ20	$a/t = 0.6$	0.363	0.349	3.86
WJ20	$c/t = 6.0$	0.211	0.203	3.79

本文提出的理论模型与分析结果高度吻合, 误差在 4% 以内, 且公式预测值始终保持保守, 证明了该模型在预测含气孔体积缺陷薄壁贮箱极限承载能力方面的准确性与可靠性.

若更换贮箱材料, 仅需通过低温拉伸试验获取新

材料的屈服强度, 便可应用上述 3 个公式预测不同气孔位置、尺寸以及长度下贮箱的极限载荷. 该方法避免了重复性的有限元模拟或复杂试验, 显著提升了预测效率.

4 结 论

本文通过焊接接头微观组织观察、低温力学性能测试与非线性有限元分析, 系统研究了 304 奥氏体不锈钢激光贮箱的力学行为与极限承载能力, 研究了单个球形气孔体积缺陷不同位置、尺寸和长条气孔体积缺陷不同长度对贮箱极限载荷的影响, 构建了气孔位置、尺寸、长度与极限载荷之间的工程预测模型, 得出了以下结论.

(1) 阐明了焊接接头的微观组织特征及其与宏观力学性能的关联. 对 WJ10 与 WJ20 接头的组织观察表明, 其焊缝均呈现典型的快速凝固枝晶组织, 以奥氏体为基体并分布有树枝状 δ 铁素体. 同时, 焊缝中存在的微观孔洞、粗大的 δ 铁素体, 以及低温环境下母材基体的强化作用, 共同导致焊缝强度低于母材. -180°C 的低温拉伸试验直接获得了焊接接头在真实工况下的力学性能数据, 为后续极限载荷分析提供了关键的材料参数.

(2) 建立了含气孔体积缺陷贮箱极限载荷的工程预测模型, 通过对不同气孔体积缺陷下贮箱极限载荷进行非线性拟合, 建立了气孔体积缺陷关键几何参数(位置、尺寸、长度)与贮箱极限载荷的工程计算公式. 无缺陷极限载荷有限元结果与解析解误差极小, 验证了模型的可靠性.

(3) 验证了预测模型在不同材料间的普适性, 两种不同材料所构建的极限载荷预测公式拟合参数一致, 表明该模型具有一定的通用性. 在实际应用中, 对于新材料仅需通过低温拉伸试验获取其屈服强度, 即可将本模型用于预测不同气孔体积缺陷下的极限载荷, 从而大幅简化分析流程.

(4) 揭示了不同缺陷形式对贮箱极限载荷的影响规律, 气孔位于壁厚中心时对强度影响最小, 极限载荷随其向内外表面偏移而降低; 气孔尺寸增大会导致极限载荷加速下降; 相较于单个球形气孔, 长条气孔对极限载荷的削弱作用更为显著.

参考文献:

- [1] 李明华. 超重-星舰演变历程及未来发展方向分析[J]. 导弹与航天运载技术(中英文), 2024(4): 1-7.
Li Minghua. Analysis on the evolution course and future

- development of SuperHeavy Starship[J]. Missiles and Space Vehicles, 2024(4): 1-7(in Chinese).
- [2] 李 雨, 王建刚, 杨菊鹏, 等. 火箭贮箱结构材料应用及发展现状[J]. 宇航材料工艺, 2024, 54(2): 29-42.
- Li Yu, Wang Jiangang, Yang Jupeng, et al. Application and development status of rocket tank structural materials[J]. Journal of Aerospace Materials and Technology, 2024, 54(2): 29-42(in Chinese).
- [3] Sohrabi M J, Naghizadeh M, Mirzadeh H. Deformation-induced martensite in austenitic stainless steels: A review[J]. Archives of Civil and Mechanical Engineering, 2020, 20(4): 124.
- [4] Mallick P, Tewary N K, Ghosh S K, et al. Effect of cryogenic deformation on microstructure and mechanical properties of 304 austenitic stainless steel[J]. Materials Characterization, 2017, 133: 77-86.
- [5] Saha S, Mukherjee M, Pal T K. Microstructure, texture, and mechanical property analysis of gas metal arc welded AISI 304 austenitic stainless steel[J]. Journal of Materials Engineering and Performance, 2015, 24(3): 1125-1139.
- [6] 吕光宙, 马泽铭, 许爱军, 等. 304 不锈钢激光焊接接头组织性能及断裂机理研究[J]. 精密成形工程, 2023, 15(9): 74-82.
- Lü Guangzhou, Ma Zeming, Xu Aijun, et al. Microstructure, properties and fracture mechanism of 304 stainless steel welding joint by laser[J]. Journal of Net-shape Forming Engineering, 2023, 15(9): 74-82(in Chinese).
- [7] 高喜峰, 杨怡昕, 刘红波, 等. S30408 不锈钢角焊缝低温力学性能试验[J]. 天津大学学报(自然科学与工程技术版), 2022, 55(8): 820-827.
- Gao Xifeng, Yang Yixin, Liu Hongbo, et al. Experimental study on mechanical properties of fillet weld connections of S30408 stainless steel in low temperature[J]. Journal of Tianjin University(Science and Technology), 2022, 55(8): 820-827(in Chinese).
- [8] Pankaj P, Tiwari A, Bhadra R, et al. Experimental investigation on CO₂ laser butt welding of AISI 304 stainless steel and mild steel thin sheets[J]. Optics & Laser Technology, 2019, 119: 105633.
- [9] Zheng C S, Yu W W. Effect of low-temperature on mechanical behavior for an AISI 304 austenitic stainless steel[J]. Materials Science and Engineering: A, 2018, 710: 359-365.
- [10] Lu Y Q, Hui H. Investigation on mechanical behaviors of cold stretched and cryogenic stretched austenitic stainless steel pressure vessels[J]. Procedia Engineering, 2015, 130: 628-637.
- [11] Liu H B, Wang L X, Yang Y X, et al. Experimental analysis of the mechanical properties of austenitic S30408 stainless steel welded joints at low temperatures[J]. International Journal of Steel Structures, 2023, 23(5): 1265-1278.
- [12] Yang W, Kil W, Moon B, et al. Tensile and microstructural behaviors of austenitic stainless steel GTA welds for cryogenic application[J]. Journal of Welding and Joining, 2020, 38(4): 400-408.
- [13] Sun J H, Nie P L, Feng K, et al. The elimination of pores in laser welds of AISI 304 plate using different shielding gases[J]. Journal of Materials Processing Technology, 2017, 248: 56-63.
- [14] Berger E. Vulcan's upper stage failed due to higher stress and weaker welds[EB/OL]. [2026-06-02]. <https://arstechnica.com/space/2023/07/ula-finds-root-cause-of-vulcan-failure-sets-path-toward-debut-launch/>.
- [15] 杨浩亮, 李新宇, 明爱珍, 等. “超重-星舰”不锈钢贮箱的应用[J]. 军民两用技术与产品, 2023(5): 12-15.
- Yang Haoliang, Li Xinyu, Ming Aizhen, et al. Application of SuperHeavy Starship stainless steel storage tank[J]. Dual Use Technologies & Products, 2023(5): 12-15(in Chinese).
- [16] Du X H, Liu D H, Liu Y H. Numerical limit load analysis of 3 D pressure vessel with volume defect considering creep damage behavior[J]. Mathematical Problems in Engineering, 2015, 2015: 204730.
- [17] 周小玲. 半球封头圆柱壳结构的塑性极限载荷分析[D]. 重庆: 重庆交通大学, 2015.
- Zhou Xiaoling. Analysis of Plastic Limit Load for Hemispherical Head Cylindrical Shell[D]. Chongqing: Chongqing Jiaotong University, 2015(in Chinese).
- [18] Chen X H, Gao B J, Wang X G. Evaluation of limit load analysis for pressure vessels—Part I: Linear and nonlinear methods[J]. Steel and Composite Structures, 2016, 22(6): 1391-1415.

(责任编辑: 田 军)