

球墨铸铁预应力传递装置受压性能试验研究

杨卓^{1*}, 李毅², 唐振兴³, 刘培林³, 谭光宇⁴, 朱毅¹

¹湖南科技大学土木工程学院, 湖南 湘潭

²长沙理工大学土木工程学院, 湖南 长沙

³湖南弘兴抗浮工程技术有限公司, 湖南 长沙

⁴中机国际工程设计研究院有限责任公司, 湖南 长沙

收稿日期: 2024年4月3日; 录用日期: 2024年4月23日; 发布日期: 2024年4月30日

摘要

针对一种新型的全长压力型后张预应力抗浮锚杆, 设计制作了4种不同型号的球墨铸铁预应力传递装置。为了研究该装置在预应力钢绞线张拉过程中的受压性能, 对各型号的铸铁装置开展了受压性能试验, 并采用ABAQUS有限元软件对铸铁装置的受压性能试验做了数值模拟研究。结果表明: 在预应力张拉条件下, 各型号铸铁装置的受压破坏形式相同, 均表现为局部失稳破坏, 且失稳破坏发生位于肢件1/2H₀处; 各型号铸铁装置的极限承载力超过其设计承载力, 能满足钢绞线张拉需求; 增大铸铁装置截面尺寸能够显著提高其极限承载力, 其中肢件未加腋的铸铁装置HM27相较于HM18提高了约18%, 而肢件加腋的铸铁装置HM45比HM36提升了约27%。

关键词

球墨铸铁预应力传递装置, 受压性能试验, 有限元分析, 失稳破坏, 极限承载力

Experimental Study on Compression Performance of Ductile Iron Prestressing Transfer Device

Zhuo Yang^{1*}, Yi Li², Zhenxing Tang³, Peiling Liu³, Guangyu Tan⁴, Yi Zhu¹

¹School of Civil Engineering, Hunan University of Science and Technology, Xiangtan Hunan

²School of Civil Engineering, Changsha University of Science and Technology, Changsha Hunan

³Hunan Hongxing Anti-Floating Engineering Technology Company, Changsha Hunan

⁴China Machinery International Engineering Design & Research Institute Co., Ltd., Changsha Hunan

Received: Mar. 3rd, 2024; accepted: Apr. 23rd, 2024; published: Apr. 30th, 2024

*通讯作者。

文章引用: 杨卓, 李毅, 唐振兴, 刘培林, 谭光宇, 朱毅. 球墨铸铁预应力传递装置受压性能试验研究[J]. 土木工程, 2024, 13(4): 543-555. DOI: 10.12677/hjce.2024.134059

Abstract

For a new type of full-length pressure-type post-tensioned prestressing anti-floating anchor, four different types of ductile iron prestressing transfer devices were designed and fabricated. In order to study the pressure performance of the device in the process of prestressing strand tensioning, the pressure performance test was carried out on each type of cast iron device, and numerical simulation was done on the pressure performance test of the cast iron device using ABAQUS finite element software. The results show that: under the condition of prestressing tension, the compression damage of each type of cast iron device is in the same form, all of them show local instability damage, and the instability damage occurs in the limb $1/2H_0$; the ultimate bearing capacity of each type of cast iron device exceeds its design bearing capacity, and it can meet the demand of strand tensioning; increasing the cross-section size of the cast iron device can significantly improve its ultimate bearing capacity, in which the limb without axil cast iron device HM27 can significantly improve its ultimate bearing capacity compared with the HM27, and the limb without axil cast iron device can significantly improve its ultimate bearing capacity, and the limb without axil cast iron device HM27 can significantly improve the ultimate bearing capacity. HM27 increased by about 18% compared to HM18, while the cast iron device with armpit limbs HM45 increased by about 27% compared to HM36.

Keywords

Ductile Iron Prestressing Transfer Device, Compression Performance Test, Finite Element Analysis, Instability Damage, Ultimate Bearing Capacity

Copyright © 2024 by author(s) and Hans Publishers Inc.

This work is licensed under the Creative Commons Attribution International License (CC BY 4.0).

<http://creativecommons.org/licenses/by/4.0/>



Open Access

1. 引言

随着近些年来城市化进程加速,基础设施的建设对地下空间的开发也逐渐增多,地下空间抗浮失效的事故也频频发生,对地下空间的利用必然绕不开如何有效控制地下水对建筑结构的水浮力影响,目前主要采用的抗浮措施中抗浮锚杆因其经济效益良好、承载能力高、施工工艺简单、施工周期短等优点,使其逐渐替代了传统抗浮手段,成为目前应用范围最广的抗浮措施[1] [2] [3]。且根据《建筑工程抗浮技术标准》(JGJ476-2019) [4]的规定,对于建筑抗浮工程设计等级为甲级和乙级的工程,普通的抗浮锚杆不容易满足裂缝控制的要求,因此预应力抗浮锚杆就成为了最佳选择。

谭光宇[5]为解决预应力抗浮锚杆的底板防渗问题,介绍了一种全长压力型后张预应力抗浮锚杆。该锚杆通过在其顶端设置预应力传递装置,在预应力传递装置上张拉预应力筋并锁定。通过无粘结钢绞线,将张拉力传递给锚杆底部的锚固端板和锚具,确保锚杆全长范围内均匀受压,此种作用形式提高了其的裂缝控制能力和防腐性能,能使该抗浮锚杆满足规范中耐久性的要求。本文所研究内容是基于全长压力型后张预应力抗浮锚杆的设想,为满足不同工程需求设计了4种型号的全长压力型后张预应力抗浮锚杆,并通过受压试验对其上部不同型号的预应力传递装置开展承载力特性和有限元模拟研究,以评估装置在预应力传递装置张拉过程中的破坏形态和受力性能,并确定其极限承载力,图1为全长压力型后张预应力抗浮锚杆示意图。

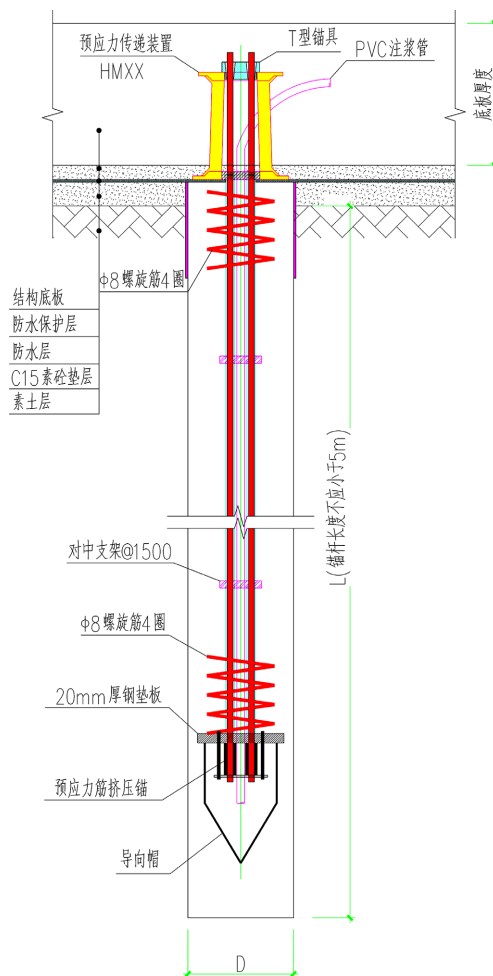


Figure 1. Full-length pressure type post-tensioned prestressed anti-floating anchor
图 1. 全长压力型后张预应力抗浮锚杆

2. 试验概况

2.1. 试件设计

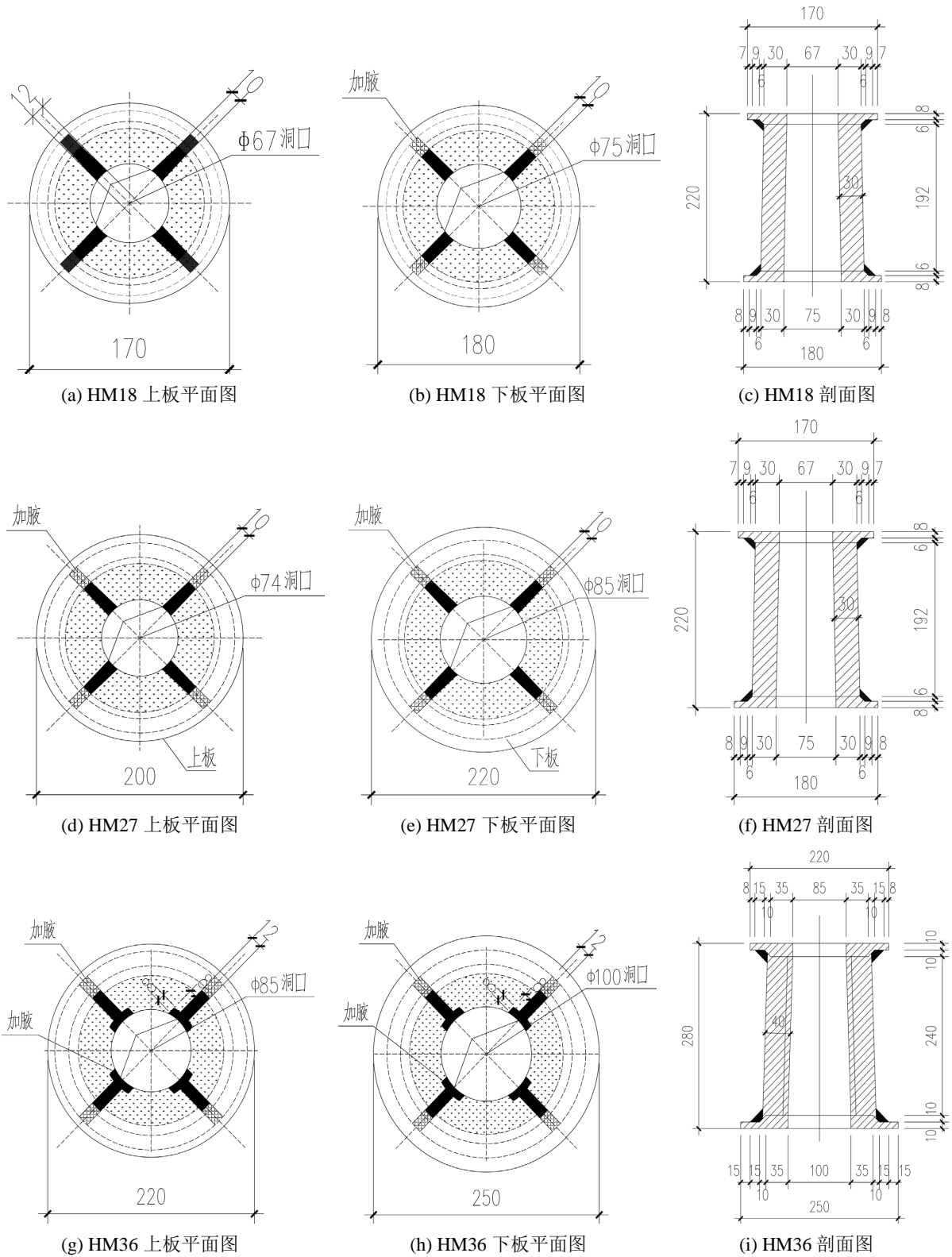
预应力传递装置的材料选取需从力学性能、金相组织等多方面进行考虑，而牌号为 QT500-7 的球墨铸铁最大抗拉强度为 320 Mpa 以上，最大抗压强度为 800 Mpa 以上。材料中的石墨呈现球状，能较好地避免应力集中，且对金属基体有良好的促进作用。因此选用此材料制作预应力传递装置[6]。

球墨铸铁预应力传递装置制作过程为先将模具制作完成，再将球墨铸铁材料熔化后浇筑，待冷却成型后脱模取出。为研究不同截面尺寸、截面形状对其承载特性的影响，选用了如图 2 的 4 种型号规格的铸铁装置，主要尺寸见表 1，其中型号为 HM18 和 HM27 的为肢件未加腋的铸铁装置，型号为 HM36 和 HM45 的则为肢件加腋的铸铁装置(注：HM 表示装置代号，数字表示设计极限承载力)。

2.2. 加载方案

铸铁装置所受到的轴向压力数据由万能试验机自动采集，为测量铸铁装置轴向位移，共布置两个精度为 0.01 mm 的百分表，分别放置在 T 型锚具的正下方(M1)和铸铁装置上部圆板底部一侧(M2)，其中 M1 为主要观测点，M2 为备用观测点。为测量铸铁装置在轴向压力作用下的应变情况，在上部圆板两肢

件跨中(E1~E4)、肢件上部靠近上圆盘内部处(A1~D1、A2~D2)、肢件下部变截面处(A3~D3)布置应变片,以 HM18 为例,其余型号的铸铁装置百分表摆放位置和应变测点布置位置相同如图 3 所示。



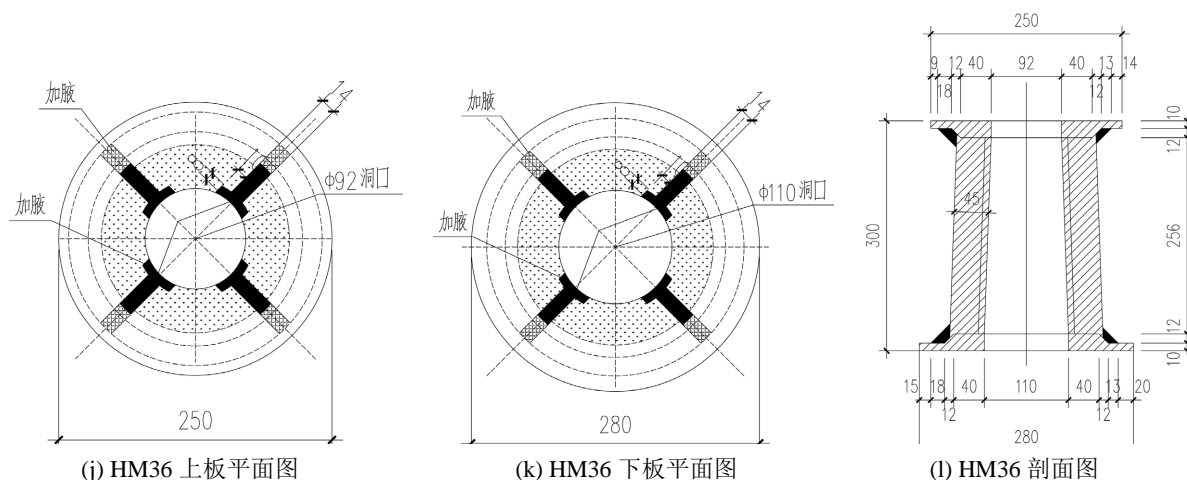


Figure 2. Detailed drawing of cast iron prestressing transfer device for each model
图 2. 各型号铸铁预应力传递装置详图

Table 1. Main dimensions of each type of ductile iron prestressing transfer device
表 1. 各型号球墨铸铁预应力传递装置主要尺寸

型号	上板直径 mm	下板直径 mm	装置高度 mm
HM18	170 × 67	180 × 75	220
HM27	200 × 74	220 × 85	250
HM36	220 × 85	250 × 100	280
HM45	250 × 92	280 × 110	300

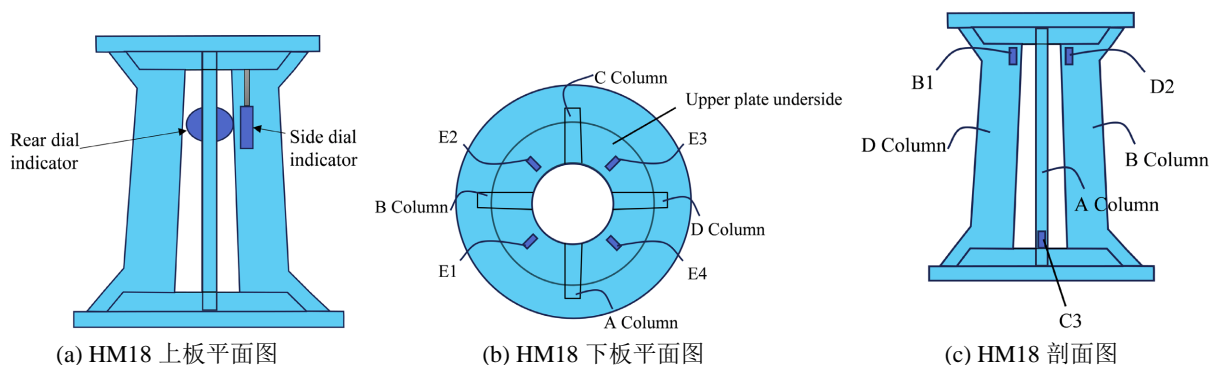


Figure 3. Axial compression test point arrangement of ductile iron prestress transfer device
图 3. 球墨铸铁预应力传递装置轴压试验测点布置

2.3. 测点布置

本试验在长沙理工大学公路实验中心内实施，加载装置为 200t 万能试验机。加载装置见图，依据《金属材料压入试验强度、硬度和应力 - 应变曲线的测定》GB/T 37782-2019 [7]来进行试验，为确保铸铁装置底部与承台接触密实平整，在铸铁装置与试验机承台上放置一块材质为 Q235，尺寸为 300 mm × 300 mm × 10 mm 的钢垫板，并检查对中以保证装置为轴压状态。为了模拟装置在工程应用状态下的加载情况，将 T 型锚具安放在装置上，图 4 为加载情况示意图。

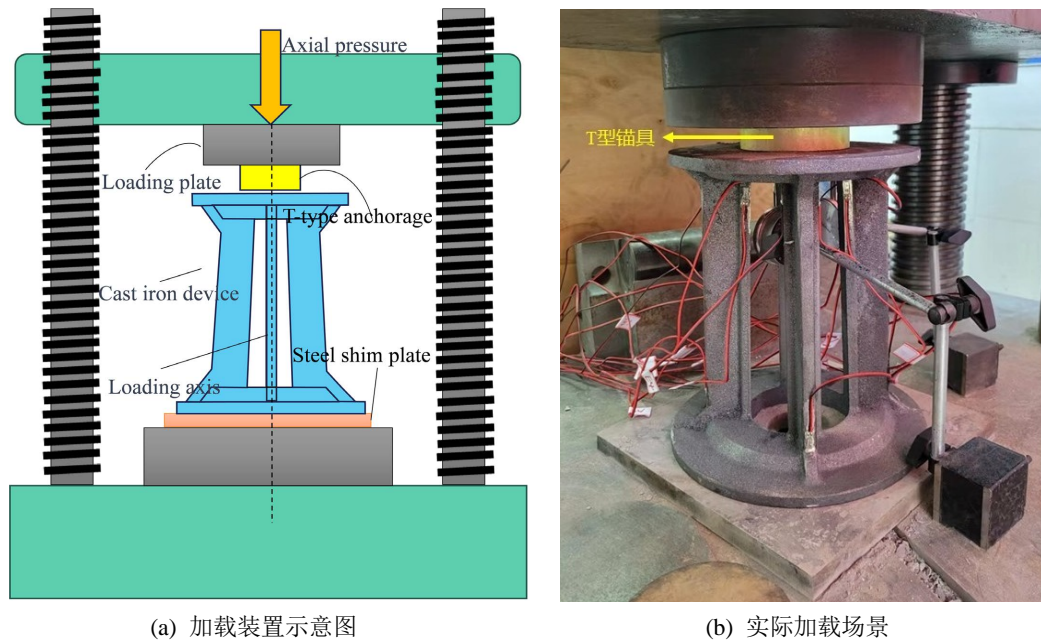


Figure 4. Axial compression test loading diagram of ductile iron prestress transfer device
图 4. 球墨铸铁预应力传递装置轴压试验加载示意图

试验采用位移加载法, 开始前先进行预加载, 预加载量为预估峰值荷载的 10%, 其目的在于使装置处于轴压状态, 消除试验机与铸铁装置之间的缝隙以及确保各仪器正常工作, 预加载后进行下一步加载, 在达到装置预估峰值荷载 80% 前每级加载增量为 0.05 mm, 达到 80% 之后每级加载增量降至 0.02 mm, 加载速率为 0.02 mm/min。每级加载完待荷载和位移稳定后稳压 5 min, 期间进行三次读数, 取平均值, 当百分表读数持续增大, 荷载加载值反而有所下降时, 视为铸铁装置破坏, 此时停止加载。

3. 试验现象及结果分析

3.1. 试验过程及破坏特征

铸铁装置受压性能试验可分为三个阶段, 第一个阶段为铸铁装置发生全截面压缩变形, 上板两肢件中间板跨中部分有明显竖向变形, 板靠近装置中心处向下弯曲, 4 根肢件从 $1/2H_0$ 处向装置中心方向微微弯曲, 此时各处变形呈中心对称, 4 根肢件无侧向失稳迹象。第二阶段为铸铁装置压缩变形增大, 上板跨中部分变形与肢件向装置中心方向的变形不再呈现中心对称的趋势, 将四根肢件按逆时针方向编号为 A、B、C、D, A 肢件和 B 肢件变形量大于 C 肢件和 D 肢件, 且 A 肢件和 B 肢件之间的上板变形量大于 C 肢件和 D 肢件之间的上板变形量, 但 4 根肢件仍无侧向失稳趋势, 此时荷载仍在上升。第三阶段为荷载达到破坏值时, A 肢件和 B 肢件在 $1/2H_0$ 高度处发生侧向变形, 且上板朝 A 肢件和 B 肢件方向倾斜, 此时荷载开始降低, 但位移仍在继续增大, 从形态上可以判断铸铁装置为失稳破坏, 图 5 为不同规格的铸铁装置最终破坏形态。

3.2. 荷载 - 位移曲线

图 6 给出了 4 个不同型号铸铁装置的位移 - 荷载曲线, 由图可以发现各型号铸铁装置位移 - 荷载曲线均分为三个阶段: 1) 弹性阶段, 轴向位移与荷载基本符合线性增长的趋势。2) 弹塑性阶段, 轴向位移与荷载均增大, 但呈现非线性增长趋势。3) 下降阶段, 在荷载达到承载力极限后, 轴向位移仍在增长, 但荷载逐步降低。

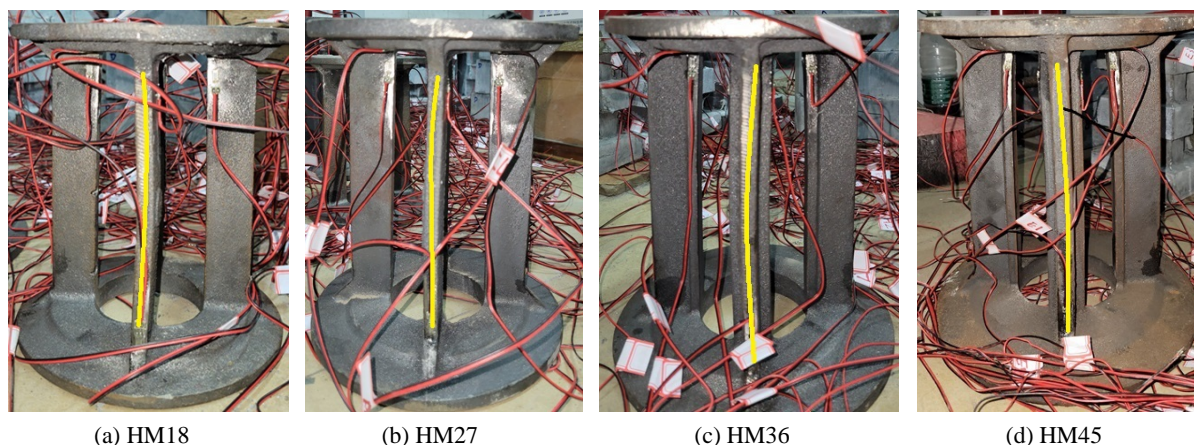


Figure 5. Failure modes of prestressed transmission devices of various types of ductile iron
图 5. 各型号球墨铸铁预应力传递装置破坏形态

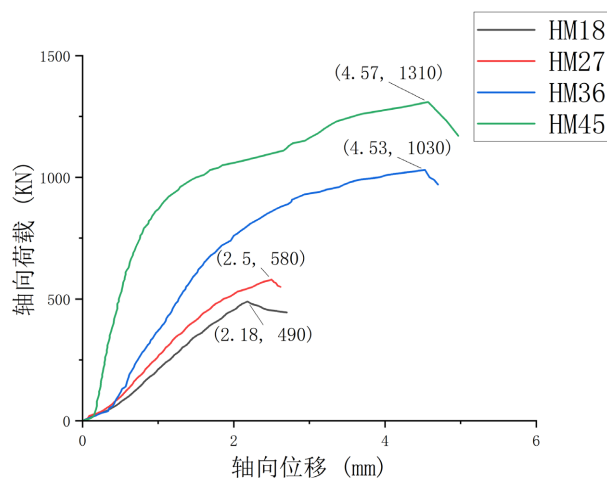


Figure 6. Displacement-load curve of each type of ductile iron prestressed transfer device
图 6. 各型号球墨铸铁预应力传递装置位移 - 荷载曲线

根据铸铁装置肢件侧是否加腋，区分 HM18、HM27 为肢件未加腋的装置，HM36、HM45 为肢件加腋的装置。由图 6 可见，从极限承载力层面来看，肢件未加腋的铸铁装置 HM27 相较于 HM18 增大了 6%，弹性阶段斜率增长约 21%。肢件加腋的铸铁装置 HM45 相较于 HM36 增大了 22%，弹性阶段斜率增长约 177%。由此可以看出，增大截面尺寸对极限承载力的提升效果显著，但从轴压刚度的提升效果来看，增大截面尺寸对肢件未加腋的装置影响不大，而对肢件加腋的装置十分明显。

从弹塑性阶段层面来观察，型号为 HM18 和 HM27 的铸铁装置进入弹塑性阶段分别是在荷载达到 $0.96 P_U$ 和 $0.86 P_U$ 时，而型号为 HM36 和 HM45 的铸铁装置进入弹塑性阶段分别是在荷载处于 $0.66 P_U$ 与 $0.58 P_U$ 时。从以上结果来看，肢件加腋的铸铁装置塑性阶段出现明显早于肢件未加腋的铸铁装置。对于肢件未加腋的铸铁装置 HM27 比 HM18 进入弹塑性阶段时的荷载提前了 10%，而对于肢件加腋的铸铁装置 HM45 比 HM36 进入弹塑性阶段时的荷载提前了 8%，说明增大截面尺寸对肢件未加腋的铸铁装置和肢件加腋的铸铁装置进入弹塑性阶段的荷载均影响较小。

3.3. 荷载 - 应变曲线

图 7 为各型号上板底部(E1~E4)的平均应变，可以发现各型号上板在加载过程中一直处于受压状态，

且随着荷载的增大,上板底部应变也在增大,均达到了屈服应变(2000×10^{-6}) [8],从不同型号的铸铁装置应变曲线可以发现,截面尺寸越大的装置上板底部极限应变也越大,当装置达到极限承载力后,随着承载力下降应变也出现卸载趋势,直至加载结束应变也并未出现突然增大的过程,说明铸铁装置上板无破坏的趋势。

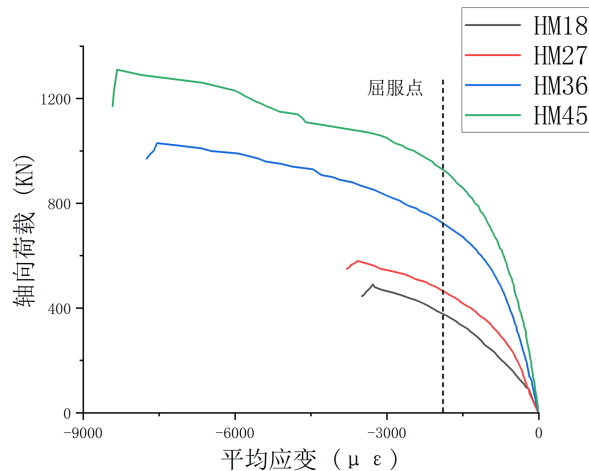


Figure 7. Average strain at bottom of upper plate of each type ductile iron prestressed transfer device
图 7. 各型号球墨铸铁预应力传递装置上板底部平均应变

4. 有限元分析

4.1. 有限元模型

铸铁装置模型较为复杂,采用 SOLIDWORKS 三维 3D 设计软件对其进行精细化建模,模型建立后将其导入 ABAQUS 有限元分析软件。模型共分为三个部件(Part),第一个部件为铸铁装置上部的 T 型锚具,第二个部件为铸铁装置,第三个部件为铸铁装置下部的钢垫板,各部件尺寸与试验情况完全相同。

模型采用隐式静力学(Standrad)分析方法,由于 8 节点减缩积分格式的三维实体单元(C3D8R)在荷载作用下不易发生剪切自锁现象,对位移的求解结果比较准确,且当网格存在扭曲变形时,分析的精度不会受到太大的影响,此种特性非常适合受压试验的模拟分析,所以 T 型锚具、铸铁装置与钢垫板均采用 8 节点减缩积分格式的三维实体单元(C3D8R),为了保证模拟精度,T 型锚具和铸铁装置部件的网格尺寸大小设置为 5 mm,钢垫板网格尺寸大小为 15 mm。HM18、HM27、HM36、HM45 的网格数量分别为 7446、10,196、18,072、36,864 个。

T 型锚具与铸铁装置及钢垫板与铸铁装置之间的相互作用属性(Interaction)均设置“表面与表面接触(Surface to Surface Contact)”的算法,T 型锚具与铸铁装置之间选择刚度较大的铸铁装置有效接触面作为接触主面,T 型锚具有效接触面为从面。同理钢垫板与铸铁装置之间,铸铁装置有效接触面作为接触主面,钢垫板有效接触面为从面。界面接触属性均为:法向方向采用硬接触(Hard Contact),切向方向采用罚函数(Penalty),铸铁装置与钢垫板、铸铁装置与 T 型锚具之间存在摩擦,根据《机械工程手册》[9]取其摩擦系数为 0.2。建模省略了试验装置的承压台,而将试验装置承压台与钢垫板看作一个整体,所以边界条件(Boundary Condition)设置为:将钢垫板底面所有方向的自由度均约束住。

在铸铁装置正上方建立一个耦合点,并将其和 T 型锚具表面进行点面耦合,耦合形式采用分布耦合(Distribute Coupling),并将耦合点 UR1、UR2、UR3 三个转动方向约束住,在边界条件(Boundary Condition)中的 Step-1 对耦合点施加朝装置方向的位移以模拟试验的位移加载过程。

4.2. 铸铁本构关系

铸铁装置采用的是牌号为 QT500-7 球墨铸铁材料, 根据《金属材料拉伸试验第 1 部分: 室温试验方法》(GB/T228.1-2021) [10]和《金属材料室温压缩试验方法》GB/T 7314-2017 [11]将铸铁原材料加工成拉伸试件。单轴拉伸试验在湖南科技大学土木工程学院实验室的万能试验机上完成。试验机分为荷载控制、应变控制和位移控制加载, 本试验所采用的是位移控制加载的方式, 试验共设置三组。

所测得的球墨铸铁 QT500-7 力学性能如表 2 所示:

Table 2. QT500-7mechanical property

表 2. QT500-7 力学性能

类型	屈服强度 f_y (Mpa)	极限强度 f_u (Mpa)	弹性模量 E (N/mm ²)	泊松比 ν
拉伸	436	532	173,000	0.293
压缩	519	859		

由拉伸试验所获得的应力 - 应变曲线在 ABAQUS 有限元软件中使用前, 需转化为等效应力 - 应变曲线。当铸铁材料 QT500-7 进行单轴拉伸试验时, 等效应力应变与真实应力应变相等。等效塑性应变计算公式为[12]:

$$\varepsilon_{pl} = \varepsilon_{true} - \varepsilon_{el} = \varepsilon_{true} - \frac{\varepsilon_{true}}{E} \quad (1)$$

其中为等效塑性应变, 为真实应变, 为等效弹性应变, E 为弹性模量。

通过式(1)计算得出等效塑性应变, 绘制出等效应力 - 应变曲线, 并在等效应力 - 应变曲线上截取部分数据点, 将其输入 ABAQUS 材料属性的塑性参数当中, 拉伸、压缩塑性参数如表 3 和表 4 所示:

Table 3. Finite element model tensile plasticity parameters

表 3. 有限元模型拉伸塑性参数

应力	塑性应变
436	0
441.818	0.00279
480	0.02325
492.727	0.0317
516.364	0.05713
527.273	0.08326
530.909	0.10273
532.727	0.11186

Table 4. Finite element model compression plasticity parameters

表 4. 有限元模型压缩塑性参数

应力	塑性应变
519	0
597.144	0.019512

续表

633.928	0.029034
700.686	0.050208
723.962	0.060389
790.373	0.092359
796.977	0.096707
833.208	0.123503

4.3. 钢材本构关系

T 型锚具与钢垫板所使用材料分别为 45#和 Q235, 考虑到本文主要研究内容为铸铁装置在轴压作用下的, T 型锚具与钢垫板仅作为传力部件, 同时为了节省模型计算时间, 因此在有限元建模时将 45#和 Q235 均假定为理想弹塑性模型, 参考《钢结构设计标准》(GB50017-2017) [13]和《碳素结构钢标准》(GB/T700-2006) [14]所给出力学性能输入到 ABAQUS 当中, 具体力学性能如表 5 所示。

Table 5. Steel physical property index

表 5. 钢材物理性能指标

材料	弹性模量 E (N/mm ²)	屈服强度 f_y (Mpa)	质量密度 ρ (kg/m ³)	泊松比 V
Q235	206×10^3	235	7850	0.3
45#	210×10^3	355	7850	0.275

$$\sigma_s = \begin{cases} E_s \varepsilon_s & 0 \leq \varepsilon_s \leq \varepsilon_y \\ f_y & \varepsilon_s > \varepsilon_y \end{cases} \quad (2)$$

式(2)中: σ_s 为钢材拉应变为 ε_s 时的钢材压应力; E_s 为钢材的弹性模量; f_y 为实测钢材的单轴抗拉强度; ε_y 为钢材拉应力达到 f_y 时的屈服应变。

4.4. 有限元结果与试验结果对比

各型号铸铁装置的有限元破坏形态如图 8 所示, 将铸铁装置受压性能试验结果与有限元模拟结果相比较, 可发现铸铁装置受压实验变形情况与有限元模拟变形情况基本相同, 且在破坏过程中先是上板和肢件发生中心对称的压缩变形, 随后变形逐渐不对称直至最后表现为从肢件 $1/2H_0$ 处发生侧向屈曲, 从而导致失稳破坏。说明本文有限元数值模拟准确合理, 能有效反应铸铁装置在实际轴压情况下的受力变形和破坏形态。

表 6 为铸铁装置的试验与有限元的数值结果对比, 由表中极限承载力 P_U 、达到极限承载力时相对应位移 Δm 的试验值与有限元模拟结果相比较, 可得 P_U/P_{Us} 的平均值及标准差分别为 0.98 和 0.02, $\Delta m/\Delta m_s$ 的平均值及标准差分别为 0.99 和 0.04, 由此比较结果可见, 有限元模拟所得数值结果误差在可接受范围内, 说明有限元模型与实际试验情况相吻合。

图 9 为铸铁装置的试验荷载 - 纵向位移曲线与有限元荷载 - 纵向位移曲线对比, 通过对比可发现, 有限元模拟结果与试验仍存在一些出入, 分析原因是铸铁装置由于工艺问题导致下部并不完全平整, 虽已通过垫灰尘找平, 但仍不能完全消除影响, 且铸铁装置摆放时, 通过肉眼来进行对中调整会存在误差, 导致对不理想, 难以实现有限元模拟的理想轴压状态, 故而试验结果与有限元模拟会存在差异, 但从

位移荷载曲线趋势上来看,吻合度较高。且由表 6 可知,有限元模拟所得到的极限承载力和极限承载力相对应位移与试验所获得的结果误差在 5% 以内,说明有限元模拟数值结果合理有效。

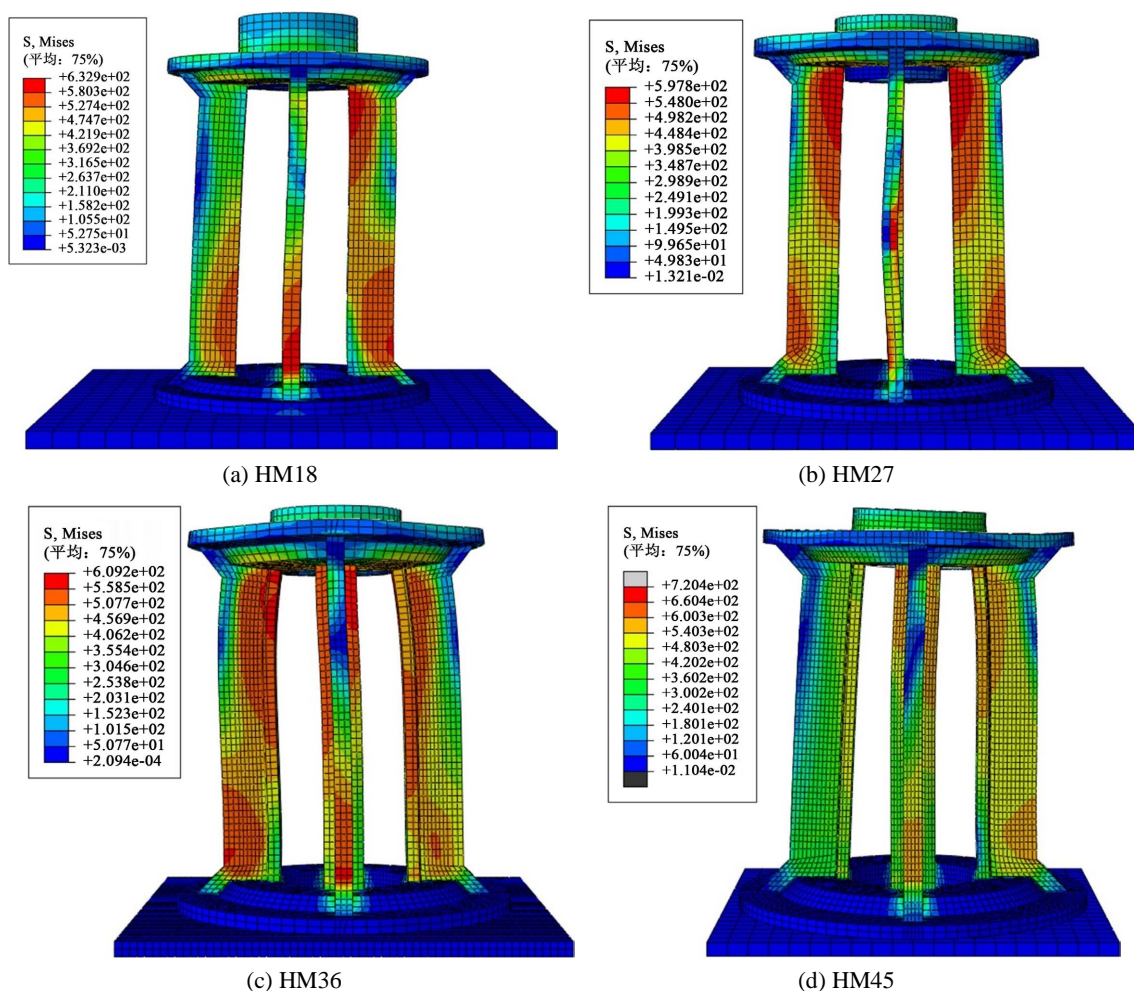


Figure 8. Finite element simulation of damage patterns of ductile iron prestressing transmission devices of various models
图 8. 各型号球墨铸铁预应力传递装置有限元模拟破坏形态

Table 6. Comparison of axial compression test results and finite element simulation results of ductile iron prestressing transfer device

表 6. 球墨铸铁预应力传递装置轴压试验结果与有限元模拟结果比较

试件编号	P_U (KN)	P_{US} (KN)	P_U/P_{US}	Δm (mm)	Δms (mm)	$\Delta m/\Delta ms$
HM18	490	498.39	0.98	2.18	2.30	0.95
HM27	580	602.71	0.96	2.50	2.58	0.97
HM36	1030	1078.65	0.96	4.53	4.27	1.06
HM45	1310	1316.12	1.00	4.57	4.53	1.01
平均值	-	-	0.98	-	-	1
标准差	-	-	0.02	-	-	0.04

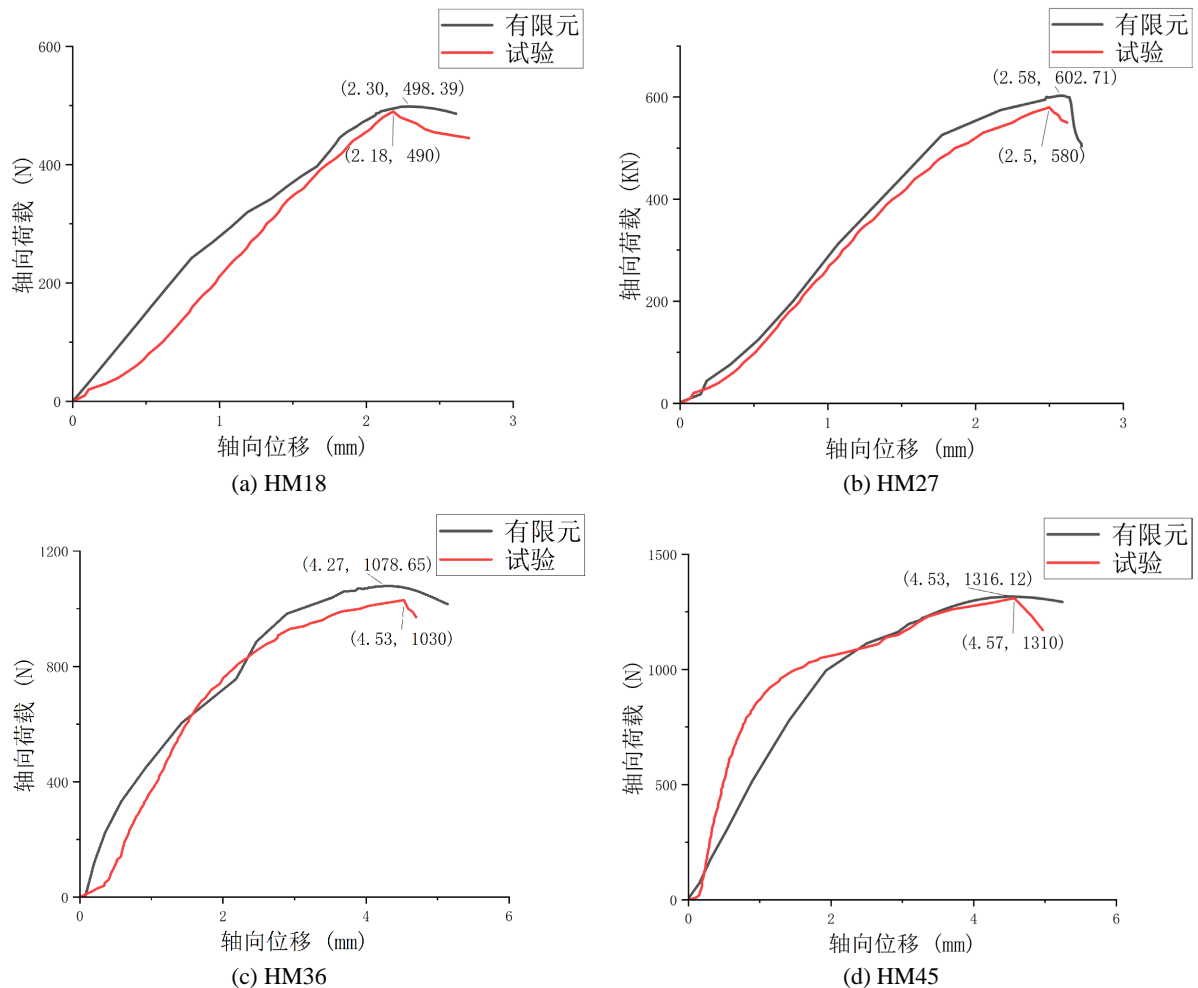


Figure 9. Test and finite element simulation of load-displacement curves for various types of ductile iron prestressing transfer devices

图 9. 各型号球墨铸铁预应力传递装置试验与有限元模拟荷载 - 位移曲线

4. 结论

(1) 球墨铸铁预应力传递装置 4 个型号 HM18、HM27、HM36、HM45 极限承载力与设计值的比值分别为 2.72、2.15、2.8、2.91，满足工程安全系数 2.0，说明铸铁装置在钢绞线张拉过程中是安全可靠的。

(2) 不同型号的球墨铸铁预应力传递装置位移荷载曲线的趋势差异较大，但均存在线性阶段和非线性阶段。在线性阶段，装置发生全截面压缩变形，变形呈现较为对称。在非线性阶段，装置变形逐渐不均匀，一侧相邻的两根肢件变形量大于另一侧两根肢件，上板变形同样如此，当达到极限承载力时，各型号的铸铁装置开始发生破坏，且破坏形式一致，均为失稳破坏，失稳破坏均发生在肢件的 $1/2H_0$ 高度处。上板应变在加载过程中达到了屈服状态，但其并不是破坏发生的关键点。

(3) 增大球墨铸铁预应力传递装置截面尺寸能够显著提高其极限承载力，其中肢件未加腋的铸铁装置 HM27 相较于 HM18 提高了约 18%，而肢件加腋的铸铁装置 HM45 比 HM36 提升了约 27%。

(4) 通过 ABAQUS 建立的有限元模型模拟结果与试验结果吻合良好，说明有限元模型能够真实有效地反映球墨铸铁预应力传递装置的工作性能与破坏形式，并能对铸铁装置的极限承载力进行较为准确的预测。

参考文献

- [1] 程良奎. 岩土锚固的现状与发展[J]. 土木工程学报, 2001(3): 7-12+34.
- [2] 陈帅, 卢廷浩, 马露. 抗浮锚杆的抗拔承载力分析和数值模拟[J]. 水利与建筑工程学报, 2013, 11(5): 39-44.
- [3] 白晓宇, 张明义, 闫楠. 两种不同材质抗浮锚杆锚固性能的现场对比试验研究与机理分析[J]. 土木工程学报, 2015, 48(8): 38-46+59.
- [4] 中华人民共和国住房和城乡建设部. 建筑工程抗浮技术标准: JGJ476-2019 [S]. 北京: 中国建筑工业出版社, 2019.
- [5] 谭光宇, 蒋耀华, 方伟明, 等. 全长压力型后张预应力抗浮锚杆结构设计研究[J]. 建筑结构, 2021, 51(21): 7-10+6.
- [6] 付建平. QT500-7 叉车驱动桥壳正火热处理性能分析及优选[D]: [硕士学位论文]. 杭州: 浙江工业大学, 2021.
- [7] 中国钢铁工业协会. 金属材料压入试验强度、硬度和应力-应变曲线的测定标准: GB/T 37782-2019 [S]. 北京: 中国标准出版社, 2019.
- [8] 石欣. 球墨铸铁后继屈服面演化的试验研究[D]: [硕士学位论文]. 南宁: 广西大学, 2018.
- [9] 电机工程手册编辑委员会. 机械工程手册[M]. 北京: 机械工业出版社, 1997.
- [10] 中国钢铁工业协会. 金属材料拉伸试验第 1 部分: 室温试验方法: GB/T228.1-2021 [S]. 北京: 中国建筑工业出版社, 2021.
- [11] 中国钢铁工业协会. 金属材料室温压缩试验方法: GB/T 7314-2017 [S]. 北京: 中国建筑工业出版社, 2021.
- [12] 黄毅. 基于弹塑性扩展有限元的铸铁断裂模拟与试验研究[D]: [硕士学位论文]. 南宁: 广西大学, 2018.
- [13] 中华人民共和国住房和城乡建设部. 钢结构设计标准: GB50017-2017 [S]. 北京: 中国建筑工业出版社, 2017.
- [14] 中国钢铁工业协会. 碳素结构钢标准: GB/T700-2006 [S]. 北京: 中国标准出版社, 2006.