

DOI: 10.11830/ISSN.1000-5013.202411007



SSCFBT 短柱局压性能数值分析与 承载力计算方法

姜航¹, 董思涵¹, 雷荣煌¹, 叶勇^{1,2}, 薛联金³

(1. 华侨大学 土木工程学院, 福建 厦门 361021;

2. 华侨大学 福建省结构工程与防灾重点实验室, 福建 厦门 361021;

3. 厦门普诚半导体科技有限公司, 福建 厦门 361013)

摘要: 为解决海水海砂中氯离子腐蚀问题, 选用合理的材料本构关系和有限元建模技术, 建立在局压荷载作用下双金属复合管海水海砂混凝土 (SSCFBT) 短柱的精细化有限元分析模型。首先, 利用已有的试验数据验证了模型的可靠性。然后, 基于验证后的有限元模型, 分析 SSCFBT 局压短柱在受力过程中的内力分配规律和应力云图。最后, 利用有限元模型开展参数分析, 研究局压面积比、端板厚度、混凝土强度等参数对 SSCFBT 局压短柱承载力的影响规律。结果表明: 局压面积比和端板厚度是影响 SSCFBT 局压短柱承载力和变形能力的关键因素。基于参数分析结果, 提出适用于 SSCFBT 短柱的局压承载力简化计算公式。

关键词: 双金属复合管; 海水海砂混凝土; 局部受压; 有限元分析; 承载力

中图分类号: TU 398.9

文献标志码: A

文章编号: 1000-5013(2025)02-0156-12

Numerical Analysis of Local Compressive Performance of SSCFBT Stub Columns and Calculation Method for Load-Carrying Capacity

JIANG Hang¹, DONG Sihan¹, LEI Ronghuang¹,
YE Yong^{1,2}, XUE Lianjin³

(1. College of Civil Engineering, Huaqiao University, Xiamen 361021, China;

2. Key Laboratory for Structural Engineering and Disaster Prevention of Fujian Province,
Huaqiao University, Xiamen 361021, China;

3. Xiamen Pecton Semiconductor Technology Limited Company, Xiamen 361013, China)

Abstract: In order to solve the problem of chloride ion corrosion in seawater and sea sand, a refined finite element analysis model of seawater and sea sand concrete filled bimetallic tube (SSCFBT) stub column under the local compressive load was established by reasonable material constitutive relationship and finite element modeling technology. The reliability of the model was validated using existing experimental data. Based on the verified finite element model, the internal force distribution and stress nephogram during the loading process of SSCFBT local compressive stub columns were analyzed. The parametric analysis was conducted using the finite element model to investigate the influence of parameters such as local compressive area ratio, end plate thick-

收稿日期: 2024-11-17

通信作者: 叶勇 (1985—), 男, 博士, 教授, 博士生导师, 主要从事钢-混凝土组合结构的研究。E-mail: qzyeyong@hqu.edu.cn.

基金项目: 国家自然科学基金资助项目 (52278182)

ness, concrete strength on the load-carrying capacity of SSCFBT local compressive stub columns. The results show that the local compressive area ratio and end plate thickness are the key factors affecting the load-carrying capacity and deformation capacity of SSCFBT local compressive stub columns. Based on the results of the parametric analysis, a simplified calculation formula for the local compressive load-carrying capacity of SSCFBT stub columns is proposed.

Keywords: bimetallic tube; seawater and sea sand concrete; local compression; finite element analysis; load-carrying capacity

随着城市化进程的加速,建筑行业对混凝土材料的需求不断增加。作为传统混凝土的主要原材料之一,河砂由于资源有限,正面临日益严重的供应短缺问题。河砂短缺不仅增加建筑成本,过度开采河砂还将对生态环境造成负面影响。为解决这一资源紧缺问题,研究人员开始探索使用海水和海砂替代传统混凝土中的淡水和河砂,提出海水海砂混凝土(SSC)材料。近年来,国内外学者对海水海砂混凝土的性能进行了广泛研究,主要集中在材料力学性能、耐久性,以及与其他材料的结合应用等方面。Xiao 等^[1]综述了使用海砂和海水在混凝土结构中的研究现状。Guo 等^[2]采用统计分析方法研究了由海砂和海水制成的生态友好型混凝土的力学性能。已有研究表明,海水海砂混凝土的力学性能与普通混凝土相近。然而,海水和海砂中的氯离子等腐蚀性物质对钢材的腐蚀作用限制了其在土木工程结构中的直接应用。

目前,研究人员提出将具有良好耐腐蚀性能的纤维增强塑料(FRP)、不锈钢材料与 SSC 结合,尤其是将 SSC 填入 FRP 管或不锈钢管,从而形成 FRP 管混凝土或不锈钢管混凝土组合结构。Li 等^[3]对 FRP 方管海水海砂混凝土组合构件的轴压性能和弯曲性能进行试验研究,发现 FRP 方管的使用可显著提升试件的极限承载力。文献[4-5]研究了冷弯奥氏体不锈钢圆管填充 SSC 的力学行为和设计方法。文献[6-8]则专注于 SSC 填充不锈钢管短柱的试验研究。为了有效防止氯离子对钢材的腐蚀,同时利用 SSC 的优势,文献[9-10]提出双金属复合管混凝土(CFBT)构件,并通过试验研究 CFBT 短柱的轴压性能,证实双金属复合管内外钢管能够共同受力变形,发挥良好的组合作用。结合压塑成型、紧密结合的不锈钢(内)-碳素钢(外)双金属复合管与 SSC,形成双金属复合管海水海砂混凝土(SSCFBT)构件^[11],可在发挥钢-混凝土组合结构构件良好力学性能的同时,实现对 SSC 材料的合理应用。该类结构可适用于沿海建筑结构及海洋工程领域,如跨海大桥等。

在实际工程中,结构构件常处于局部受压状态。Yang 等^[12-13]研究薄壁钢管混凝土在轴向局部受压作用下的受力性能。Hou 等^[14]采用试验和有限元分析相结合的方法,深入研究钢管混凝土在局部受力作用下的力学性能。目前,关于 SSCFBT 构件在局压荷载作用下的力学性能研究仍较为少见。Miao 等^[15]对 SSCFBT 短柱在轴向局部受压下的性能开展试验研究,对其破坏形态和承载力进行初步探索。本文在前期试验研究^[15]基础上,采用非线性有限元分析技术,进一步探索 SSCFBT 短柱在局部受压作用下的受力机理,并开展系统参数分析,探索不同参数对构件局部受压承载力(简称局压承载力)的影响规律(不考虑结构的耐久性对承载力的影响),提出适用于 SSCFBT 短柱的局压承载力简化计算公式。

1 有限元建模

1.1 模型的建立

SSCFBT 局压短柱,如图 1 所示。图 1 中: t_{ss} 为不锈钢管壁厚; t_{cs} 为碳素钢管壁厚; D 为短柱外径。采用 ABAQUS 有限元分析程序对 SSCFBT 短柱进行建模,与实际试验^[15]中的试件保持一致,短柱外径分别为 108、133、159 mm,其对应高度 h 分别为 324、399、477 mm。建模过程中,核心混凝土、局部承压垫块、端板均采用 ABAQUS 有限元分析程序提供的 8 节点线性 6 面体缩减积分实体单元(C3D8R)

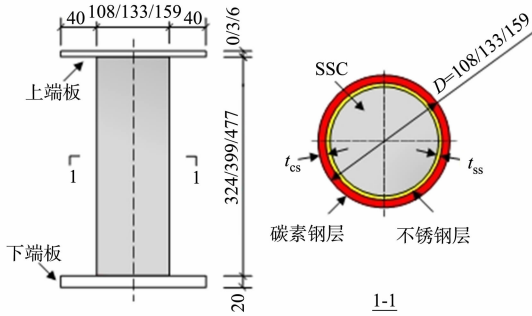


图 1 SSCFBT 局压短柱(单位:mm)
Fig. 1 SSCFBT local compressive stub column (unit: mm)

进行模拟;不锈钢管和碳素钢管采用 4 节点缩减积分壳单元(S4R)进行模拟,并在壳单元厚度方向采用 9 个积分点的 Simpson 积分。

1.2 材料本构关系

1) 核心混凝土。采用 ABAQUS 有限元分析程序提供的混凝土塑性损伤(CDP)模型模拟核心混凝土的力学行为。该模型基于各向同性塑性变形,适用于压缩和拉伸条件下的连续性分析,并已在单向加载试验中展示出良好的模拟效果^[16]。采用 Han 等^[17]提出的应力-应变关系模型模拟核心混凝土的受压行为。此外,采用开裂应力(σ_{10})与断裂能(G_F)之间的关系描述核心混凝土在断裂过程中吸收的能量,基于破坏能量准则来表征核心混凝土的受拉软化行为^[18]。核心混凝土强度取 50 MPa。

2) 碳素钢。在模拟碳素钢的行为时,采用 Han 等^[17]提出的二次塑性流动应力-应变模型,该模型可准确描述钢材的塑性变形特性。碳素钢屈服强度取 325.5 MPa,极限强度取 479 MPa,弹性模量取 280.6 MPa。

3) 不锈钢。采用 Ramberg 等^[19]提出的不锈钢本构关系模型,该模型描述不锈钢的应力-应变曲线为一条平滑曲线,并将 $\sigma_{0.2}$ 定义为屈服点。不锈钢屈服强度取 462.7 MPa,极限强度取 709.4 MPa,弹性模量取 191.0 MPa。

1.3 界面接触模拟

在有限元分析中,接触界面上的切向和法向行为直接影响模型的收敛性和模拟精度^[20]。文中模型的上、下端板与核心混凝土,以及局压垫块与上端板之间的法向接触设置为“硬接触”类型,允许接触界面压力自由传递,且在无压应力时允许分离。对于不锈钢管与核心混凝土,以及不锈钢管与碳素钢管之间的接触,法向同样采用“硬接触”,切向则采用库伦摩擦模型,从而模拟接触面的弹性滑移。其中,碳素钢管与不锈钢管之间的摩擦系数设定为 0.8^[21],核心混凝土与不锈钢管之间的摩擦系数设定为 0.6^[22]。鉴于钢管与端板通过焊接固定,故模型中将两者之间的接触定义为“Tie”类型。

1.4 边界条件与加载方案

对有限元模型施加相应的边界条件和加载方案,如图 2 所示。图 2 中: U 为位移; U_1 、 U_2 、 U_3 分别为 X 轴、 Y 轴、 Z 轴方向上的位移,即试验位移; UR_1 、 UR_2 、 UR_3 分别为 X 轴、 Y 轴、 Z 轴方向上的转角。模型的底部端板被设定为完全固定; $U_1=U_2=U_3=0$, $UR_1=UR_2=UR_3=0$ 。模型的顶端(即局压垫块的上表面)仅允许沿 Z 轴方向的平移运动,并对其他方向的位移和转动进行了约束。在 Z 轴方向上,通过位移控制的方式进行加载,以提高模型的收敛性。

1.5 网格的划分

在有限元模型的网格划分过程中,采用为边布种的方式处理核心混凝土、碳素钢管层和不锈钢管层之间的接触面,以提高接触面的贴合度和模拟的收敛性。网格划分示意图,如图 3 所示。

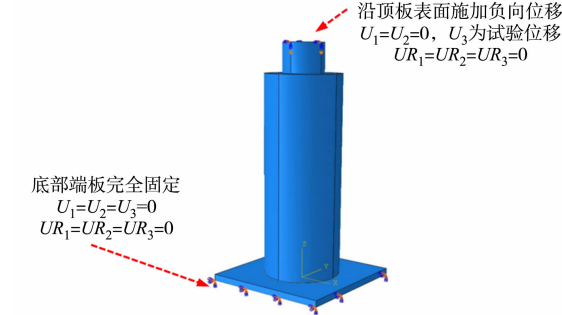


图 2 边界条件及加载方案

Fig. 2 Boundary conditions and loading scheme

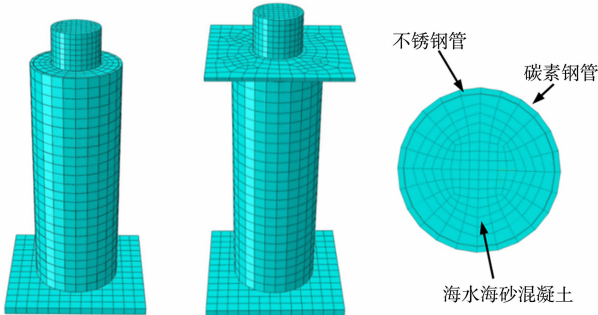


图 3 网格划分示意图

Fig. 3 Schematic diagram of grid division

2 有限元结果分析

2.1 有限元模型的验证

2.1.1 破坏模式对比分析 有限元模型共构建 18 个 SSCFBT 局压短柱(试件编号规则以 SSCFBT-

159-6-1/3 为例,159 表示钢管外直径(mm),6 表示上端板厚度(mm),1/3 表示局压垫块面积与核心混凝土截面面积的比值,即局压面积比)。典型试件的形态对比,如图 4 所示。

由图 4 可知:模拟得到的试件破坏模式与试验结果基本一致;试件上端出现明显的鼓曲现象;在局压垫块的作用下,钢管混凝土在试件高度的 3/4 处达到最大变形;端板在局压作用下出现明显的翘曲。

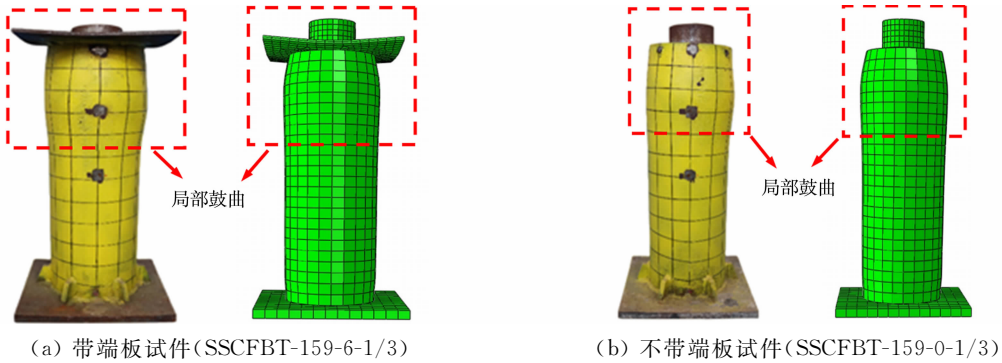


图 4 典型试件的形态对比

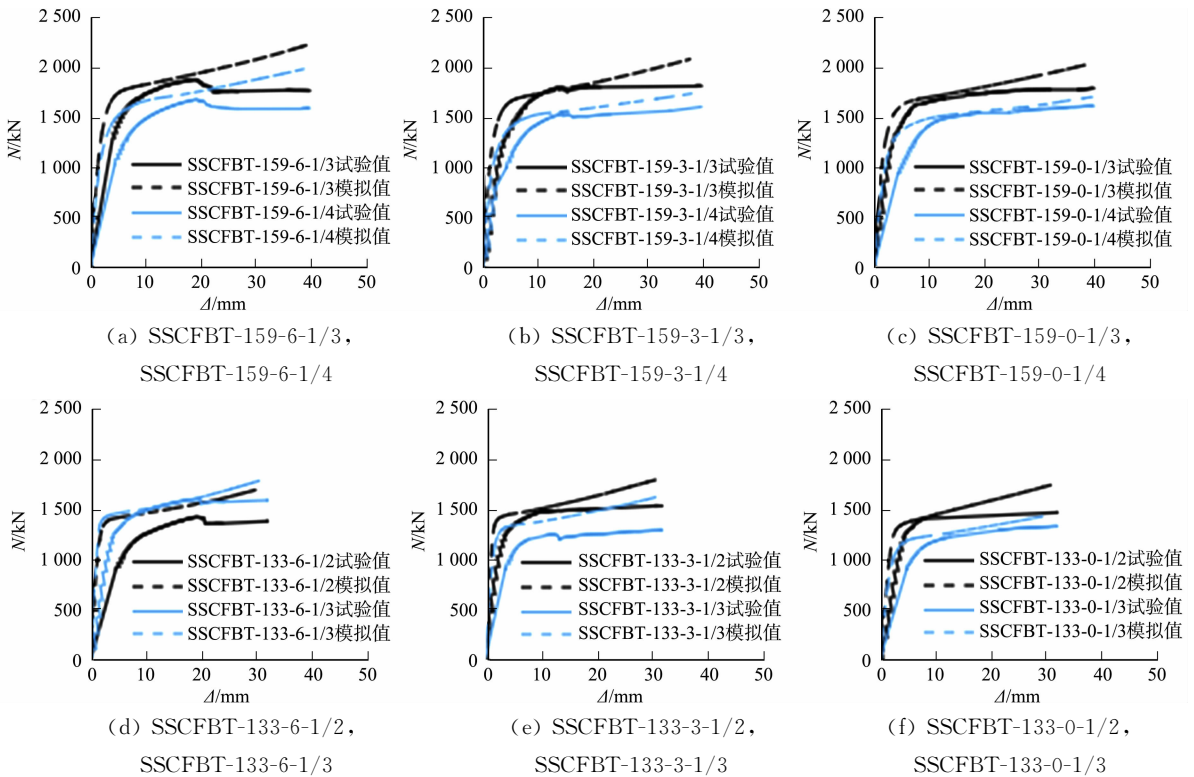
Fig. 4 Comparison of typical specimen forms

2.1.2 荷载-位移关系对比 局压短柱荷载-位移($N-\Delta$)曲线对比,如图 5 所示。图 5 中:位移取模型加载点处位移,方向为 Z 轴负方向;相同钢管外径和相同上端板厚度的试件绘制于同一图中。

由图 5 可知:模拟曲线与试验曲线基本吻合,且模拟曲线的初始刚度普遍偏大,一方面是因为实际试验过程中有一定虚位移存在,从而影响试验曲线初始斜率,另一方面是因为有限元模拟无法准确考虑钢管残余应力,以及混凝土发生裂缝开展产生缝隙影响,从而提高了模拟曲线初始刚度和强化段承载力。此外,由于模拟中未能复现端板发生冲切破坏,故荷载-位移曲线缺少试验中因端板被击穿而导致的承载力下降阶段。对于未设置上端板的试件,模拟曲线与试验曲线的变化趋势基本一致。

试件局压极限承载力模拟值与试验值的对比,如表 1 所示。表 1 中: t_a 为上端板厚度; β 为局压面积比; $N_{ul,FEA}$ 为试件局压极限承载力的模拟值; $N_{ul,e}$ 为试件局压极限承载力的试验值。由表 1 可知:局压极限承载力的模拟值与试验值较为相近,平均误差为 5.83%,标准差为 0.070。

综上可知,有限元建模方法合理,结果具有较强的参考性。



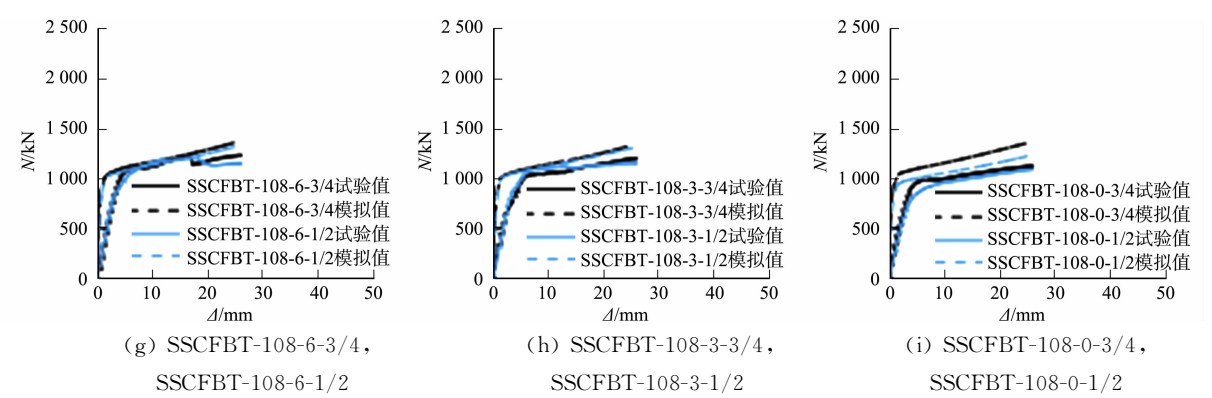


图 5 局压短柱荷载-位移曲线对比

Fig. 5 Comparison of load-displacement curves of local compressive stub columns

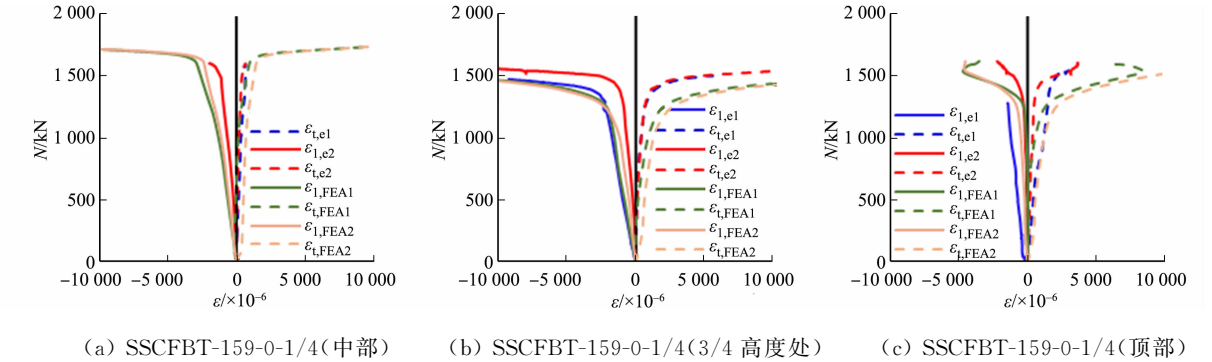
表 1 试件局压极限承载力模拟值与试验值的对比

Tab. 1 Comparison of simulation values and experimental values of ultimate local compressive load-carrying capacity of specimens

试件编号	t_{cs}/mm	t_{ss}/mm	t_a/mm	β	$N_{ul,FEA}/\text{kN}$	$N_{ul,e}/\text{kN}$	$N_{ul,FEA}/N_{ul,e}$
SSCFBT-159-6-1/4	5.0	0.5	0	3/4	1 684	1 666	1.011
SSCFBT-159-3-1/4	5.0	0.5	3	3/4	1 538	1 528	1.006
SSCFBT-159-0-1/4	5.0	0.5	6	3/4	1 396	1 455	0.959
SSCFBT-159-6-1/3	5.0	0.5	0	1/2	1 882	1 830	1.029
SSCFBT-159-3-1/3	5.0	0.5	3	1/2	1 801	1 735	1.038
SSCFBT-159-0-1/3	5.0	0.5	6	1/2	1 660	1 697	0.978
SSCFBT-133-6-1/3	6.0	0.8	0	1/2	1 432	1 498	0.956
SSCFBT-133-3-1/3	6.0	0.8	3	1/2	1 259	1 371	0.918
SSCFBT-133-0-1/3	6.0	0.8	6	1/2	1 133	1 241	0.913
SSCFBT-133-6-1/2	6.0	0.8	0	1/3	1 613	1 521	1.060
SSCFBT-133-3-1/2	6.0	0.8	3	1/3	1 497	1 483	1.009
SSCFBT-133-0-1/2	6.0	0.8	6	1/3	1 259	1 428	0.882
SSCFBT-108-6-1/2	6.5	0.5	0	1/3	1 197	1 092	1.097
SSCFBT-108-3-1/2	6.5	0.5	3	1/3	1 116	1 076	1.037
SSCFBT-108-0-1/2	6.5	0.5	6	1/3	889	1 017	0.873
SSCFBT-108-6-3/4	6.5	0.5	0	1/4	1 213	1 127	1.076
SSCFBT-108-3-3/4	6.5	0.5	3	1/4	1 179	1 099	1.073
SSCFBT-108-0-3/4	6.5	0.5	6	1/4	981	1 061	0.924

2.1.3 荷载-应变关系对比 局压短柱荷载-应变($N-\epsilon$)曲线对比,如图 6 所示。图 6 中: ϵ_l 为纵向应变; ϵ_t 为环向应变; $e1$ 、 $e2$ 分别表示外层和内层的试验值;FEA1、FEA2 分别表示外层和内层的模拟值;由于试验过程中应变片损坏,图 6(a)的应变数据 $\epsilon_{l,e1}$ 缺失。

由图 6 可知:模拟曲线与试验曲线的发展趋势基本一致,在加载初期,试件处于弹性阶段,荷载-应变曲线呈线性上升;进入弹塑性阶段后,荷载的增长速度减缓,应变增长的速度加快;以试件 SSCFBT-



(a) SSCFBT-159-0-1/4(中部) (b) SSCFBT-159-0-1/4(3/4 高度处) (c) SSCFBT-159-0-1/4(顶部)

159-0-1/4 为例,外层碳素钢管与内层不锈钢的应变变化规律基本相同,表明两种材料在变形上具有协同作用,共同约束核心混凝土以维持试件的承载变形能力。

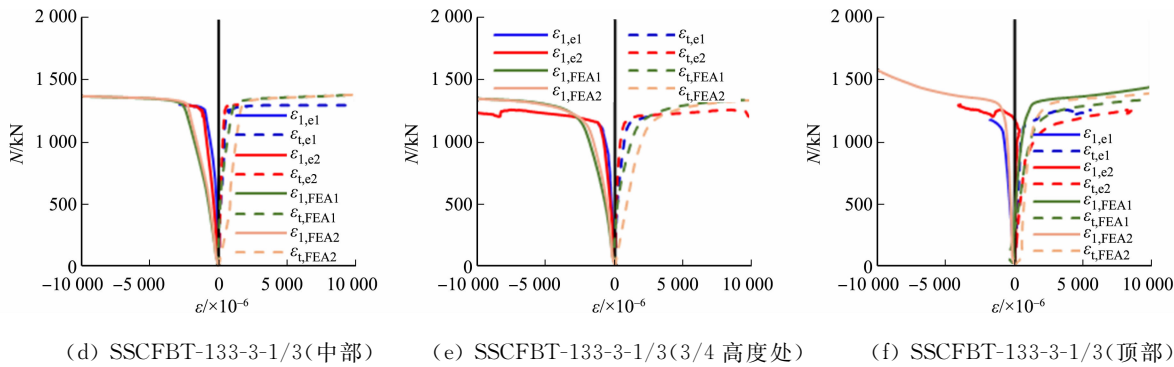


图 6 局压短柱荷载-应变曲线对比

Fig. 6 Comparison of load-strain curves of local compressive stub columns

2.2 内力分布特征分析

选取试件 SSCFBT-159-0-1/3 和 SSCFBT-159-6-1/3 的有限元模拟结果,通过截面切割提取自由体的内力分量,绘制各部件的内力-位移($F-\Delta$)曲线,结果如图 7 所示。选取试件变形最显著部位的截面进行内力分析,揭示试件在局部受压状态下的内力分配情况。

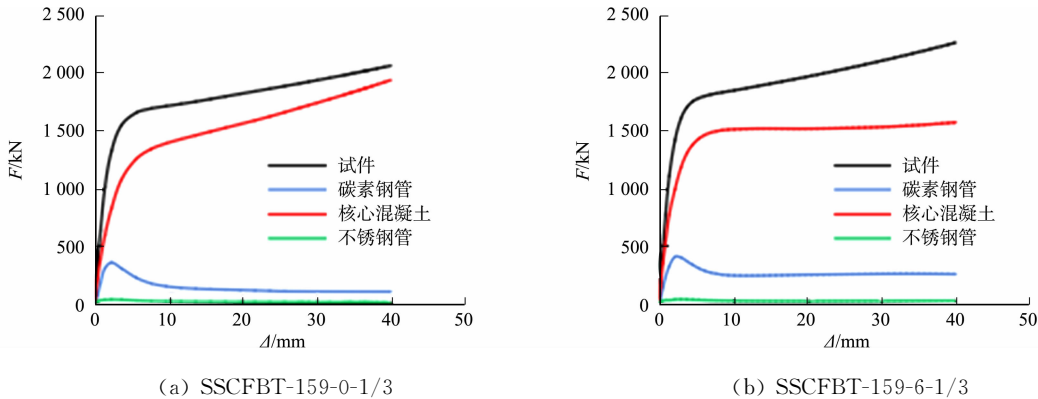


图 7 典型试件各部件的内力-位移曲线

Fig. 7 Internal force-displacement curves of each component of typical specimens

由图 7 可知:无论试件是否设置上端板,承载力的主要来源均为核心混凝土,其次为碳素钢管,不锈钢管的贡献相对较小,这是因为核心混凝土在双金属复合管的有效约束下呈现出较高的承载力,同时不锈钢管与碳素钢管的壁厚比值较小($t_{ss}/t_{cs}=1/10$),使不锈钢的承载力贡献相对较低,与材料本身强度无关。有限元分析结果进一步验证了在局压荷载作用下,由碳素钢和不锈钢组成的双金属复合管直接承受外荷载,并对核心混凝土起到有效约束作用,从而确保构件具有良好的承载能力。此外,图 7(b)中的上端板也分担了部分试件内力。

2.3 应力云图分析

选取试件 SSCFBT-159-0-1/3 为分析对象,对其各部件的应力分布进行提取与分析。试件 SSCFBT-159-0-1/3 的应力分布,如图 8 所示。

1) 碳素钢管。由图 8(a)可知:加载初期,钢管顶部首先受到核心混凝土的挤压作用而发生形变;随着局压垫块对混凝土的持续挤压,试件在高度约 3/4 处的区域出现了应力集中,并伴随明显的鼓曲现象;此后,应力沿试件向下传递,并逐渐减小。

2) 不锈钢管。由图 8(b)可知:不锈钢管的应力变化规律与碳素钢管相似,变形最初在钢管顶部发生,随后应力最大区域逐渐转移至试件 3/4 高度处;由于不锈钢管壁较薄且直接受到核心混凝土的挤压,其应力值整体上高于碳素钢管。

3) 核心混凝土。由 8(c)可知:由于双金属复合管的约束作用,核心混凝土在局压垫块作用区域周边展现出较大的应力分布,而其他区域的应力相对较小;整体而言,核心混凝土在高度约 3/4 处的区域

应力较高,并出现局部鼓曲现象。

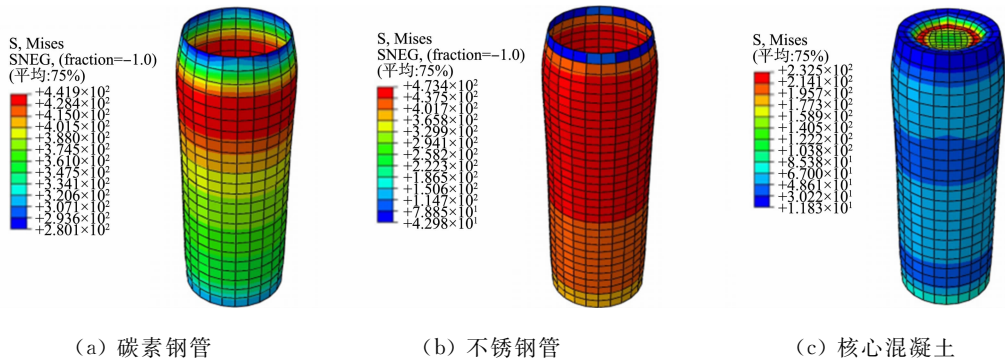


图 8 试件 SSCFBT-159-0-1/3 的应力分布

Fig. 8 Stress distribution of specimen SSCFBT-159-0-1/3

3 承载力计算方法

3.1 参数分析

3.1.1 参数的选取 将节 1.1 的模型尺寸等比例放大,保持试件的高宽比和径厚比不变,依此设置基准参数:短柱外径 $D=400\text{ mm}$;试件高度 $h=1\,200\text{ mm}$;高宽比 $h/D=3.0$;不锈钢管壁厚 $t_{ss}=3\text{ mm}$;碳素钢管壁厚 $t_{cs}=6\text{ mm}$;不锈钢管与复合钢管壁厚比值 $\rho=t_{ss}/t_{\text{total}}=1/3$;截面含钢率 $\alpha=A_s/A_c=0.964$, A_s 为钢管横截面面积, A_c 混凝土横截面面积;不锈钢屈服强度 $\sigma_{0.2}=300\text{ MPa}$;碳素钢屈服强度 $f_y=345\text{ MPa}$;不锈钢弹性模量 $E_s=190\text{ GPa}$;碳素钢弹性模量 $E_c=202\text{ GPa}$;不锈钢硬化指数 $n=5.4$;混凝土强度 $f_{cu}=50\text{ MPa}$ 。

考察的参数包括局压面积比($\beta=A_L/A_c$, A_L 为局压垫块面积,取值范围为 $1/6, 1/3, 1/2, 2/3, 5/6, 1$)、端板厚度(取值范围为 $0, 3, 6, 9, 12, 15, 18\text{ mm}$)、混凝土强度(取值范围为 $30, 40, 50, 60, 70, 80, 90\text{ MPa}$)、碳素钢屈服强度(取值范围为 $235, 345, 390, 460, 590\text{ MPa}$)、不锈钢屈服强度(取值范围为 $200, 300, 400, 500, 600\text{ MPa}$)、截面含钢率(取值范围为 $0.047, 0.096, 0.150, 0.200, 0.249$),以及不锈钢管与复合钢管壁厚比值(取值范围为 $0, 1/6, 1/3, 1/2, 2/3, 5/6, 1$)。逐一改变上述参数,分析单一变量变化对试件受力性能的影响,并绘制相应的荷载-位移曲线,以探究试件局压承载力的变化规律。

3.1.2 局压面积比的影响 在局压受力构件中,局压面积比是影响试件局压极限承载力(N_{ul})的关键因素。局压面积比对试件受力性能的影响,如图 9 所示。

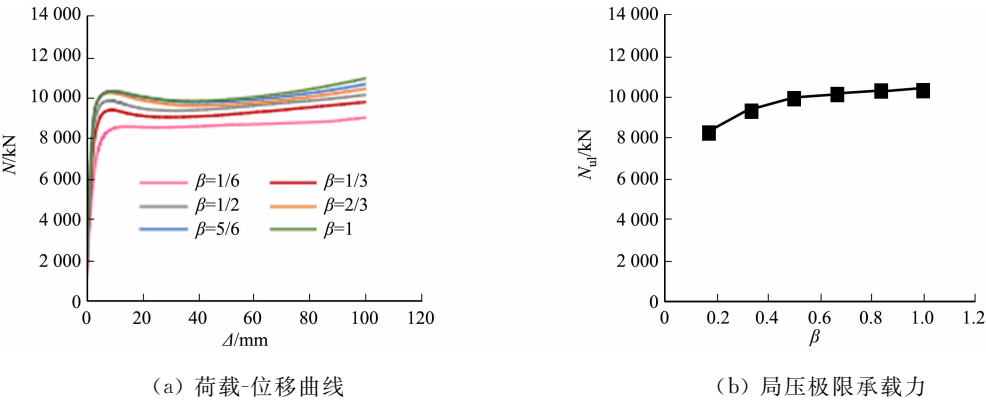


图 9 局压面积比对试件受力性能的影响

Fig. 9 Influence of local pressure area ratio on the stress performance of specimens

由图 9(a)可知:随着局压面积比的增大,试件的初始刚度得到增强,荷载-位移曲线也随之上升,趋近于全截面受压状态。

由图 9(b)可知:当局压面积比分别为 $1/6, 1/3, 1/2, 2/3, 5/6, 1$ 时,对应的局压极限承载力分别为 $8\,226, 9\,316, 9\,899, 10\,100, 10\,248, 10\,311\text{ kN}$,而相应的提升率则分别为 $13.25\%, 20.34\%, 22.78\%$ 、

24.58%和 25.35%。

综上可知,随着局压面积比的增加,试件的局压极限承载力也随之增大,但增幅逐渐减小,尤其在局压面积比接近全截面受压($\beta=1$)时,承载力的提升效果有限。

3.1.3 端板厚度的影响 端板厚度对试件受力性能的影响,如图 10 所示。

由图 10(a)可知:随着端板厚度的增加,试件的刚度略有提高,荷载-位移曲线的峰值也略有提升。

由图 10(b)可知:当端板的厚度分别为 0、3、6、9、12、15、18 mm 时,对应的局压极限承载力分别为 9 526、9 603、9 681、9 765、9 804、9 833、9 873 kN,而相应的提升率则分别为 0.82%、1.63%、2.51%、2.92%、3.22%、3.64%。

综上可知,改变端板厚度对提升局压极限承载力的效果并不显著。

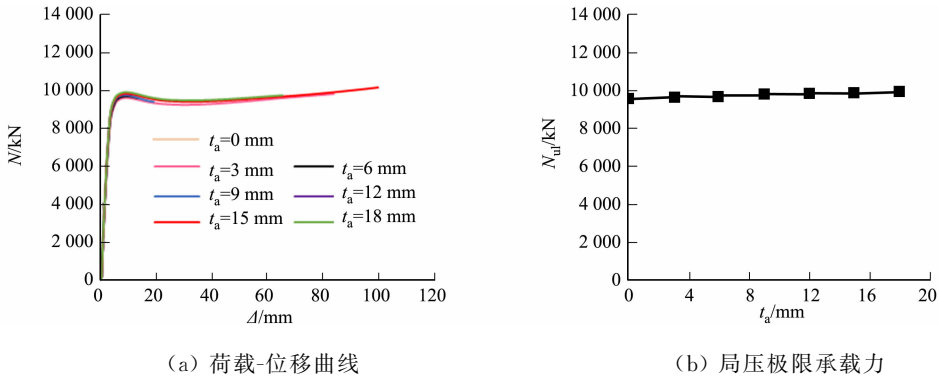


Fig. 10 Influence of end plate thickness on the stress performance of specimens

3.1.4 不锈钢管与复合钢管壁厚比值的影响 不锈钢管与复合钢管壁厚比值对试件受力性能的影响,如图 11 所示。

由图 11(a)可知:随着不锈钢管与复合钢管壁厚比值的增加,SSCFBT 试件的局压承载能力逐渐增强,荷载-位移曲线呈现上升趋势,这是因为相较于碳素钢,不锈钢的强度更高,延性更好;当不锈钢管与复合钢管壁厚比值增加后,双金属复合管对混凝土具有更强的约束效应,使试件后期强化阶段有所上升,试件整体延性提高。

由图 11(b)可知:当不锈钢管与复合钢管壁厚比值分别为 0、1/6、1/3、1/2、2/3、5/6、1 时,对应的局压极限承载力分别为 9 153、9 200、9 289、9 371、9 408、9 552、9 664 kN,相应的提升率则分别为 0.51%、1.49%、2.38%、2.79%、4.36%、5.58%。

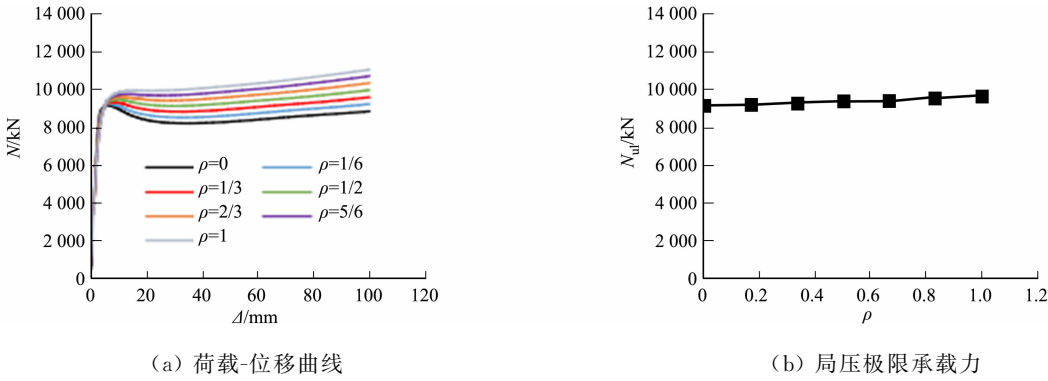


图 11 不锈钢管与复合钢管壁厚比值对试件受力性能的影响

Fig. 11 Influence of wall thickness ratio of stainless steel pipes to composite steel pipes on mechanical properties of specimens

3.1.5 截面含钢率的影响 通过改变复合钢管的厚度,进而改变构件的截面含钢率。截面含钢率对试件受力性能的影响,如图 12 所示。

由图 12(a)可知:提升截面含钢率能显著提高构件的整体承载力和刚度,承载力后期上升能力也得到显著提升,试件承载力下降段的下降幅度有所减缓。

由图 12(b)可知:当截面含钢率由 0.047 增加至 0.096、0.150、0.200、0.249 时,相应的 N_{ul} 分别为 7 035、9 871、11 796、13 490、14 980 kN,相应的提升率分别为 40.31%、67.68%、91.76%、112.94%。

综上可知,当截面含钢率提高时,试件的局压极限承载力和延性都得到显著提高,这是因为双金属复合管厚度的增加提高了约束效应系数,使双金属复合管对核心混凝土的约束效应显著增强,试件的承载能力随之提升。

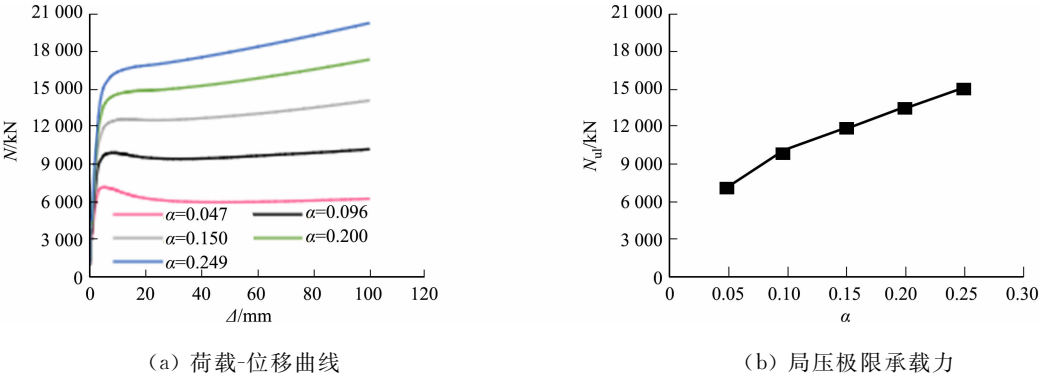


图 12 截面含钢率对试件受力性能的影响

Fig. 12 Influence of cross-sectional steel content on mechanical properties of specimens

3.1.6 碳素钢屈服强度的影响 碳素钢屈服强度对试件受力性能的影响,如图 13 所示。

由图 13 可知:随着碳素钢屈服强度的增加,试件的局压极限承载力随之增加;当碳素钢屈服强度从 235 MPa 提升至 345、390、460、590 MPa 时,对应的局压极限承载力分别为 8 422、9 751、10 300、10 866 和 12 314 kN,相应的提升率分别为 15.78%、22.30%、29.02%、46.21%,因为提高碳素钢屈服强度不仅增加了钢管的直接承载力,同时也增强钢管的约束效应,使核心混凝土的承载变形能力得到提升。

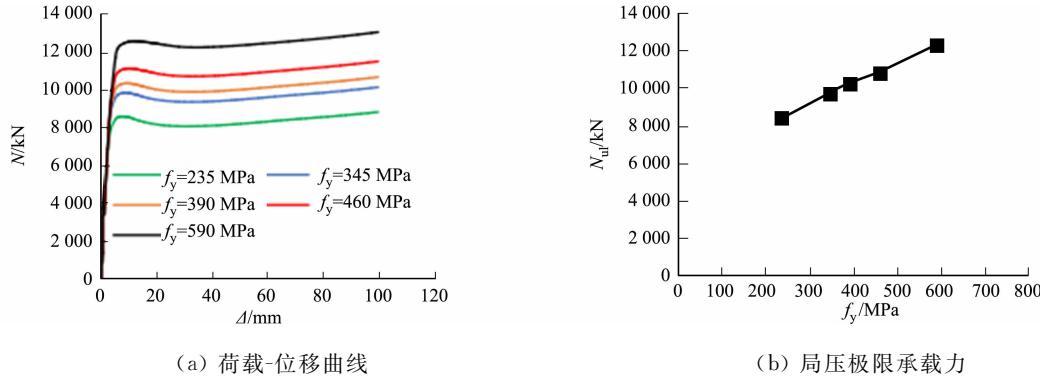


图 13 碳素钢屈服强度对试件受力性能的影响

Fig. 13 Influence of carbon steel yield strength on mechanical properties of specimens

3.1.7 不锈钢屈服强度的影响 不锈钢屈服强度对试件受力性能的影响,如图 14 所示。

由图 14 可知:随着不锈钢屈服强度的增加,试件的局压极限承载力也得到提高,不锈钢材屈服强度从 200 MPa 分别提升至 300、400、500、600 MPa 时,构件的局压极限承载力分别为 9 075、9 685、10 317、10 828、11 345 kN,相应的提升率分别为 6.72%、13.69%、19.32%、25.01%。

3.1.8 混凝土强度的影响 前文分析结果表明,在局压荷载作用下 SSCFBT 短柱中的混凝土是其承载力的主要来源。混凝土强度对试件受力性能的影响,如图 15 所示。

由图 15(a)可知:随着混凝土强度等级的提高,试件的承载力得到显著提升。

由图 15(b)可知:当混凝土强度从 30 MPa 提高至 40、50、60、70、80、90 MPa 时,对应的局压极限承载力分别为 8 257、9 027、9 715、10 271、11 306、11 683、12 466 kN,而相应的提升率则分别为 9.33%、17.66%、24.39%、36.93%、41.49%、50.97%。值得一提的是,当混凝土强度达到 90 MPa 时,试件的承载力有快速下降的趋势,这是试件的约束效应系数过大导致的。

3.2 简化的计算公式

传统钢管混凝土构件在局压荷载作用下的极限承载力计算公式通常是在全截面局压承载力的基础

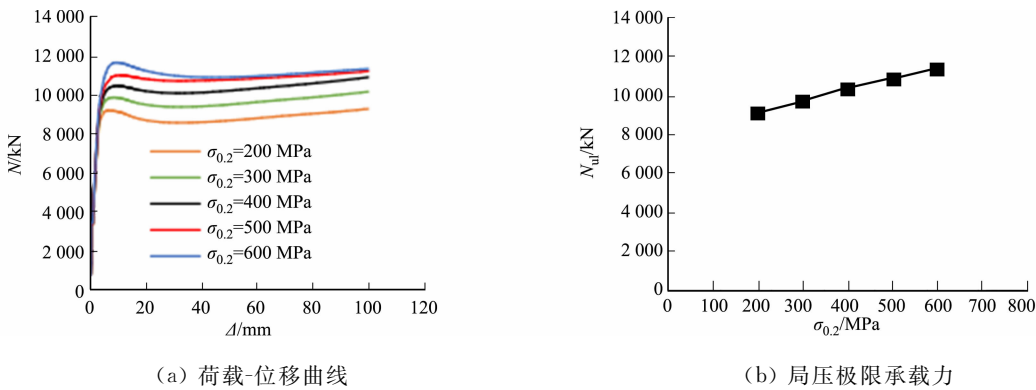


图 14 不锈钢屈服强度对试件受力性能的影响

Fig. 14 Influence of stainless steel yield strength on mechanical properties of specimens

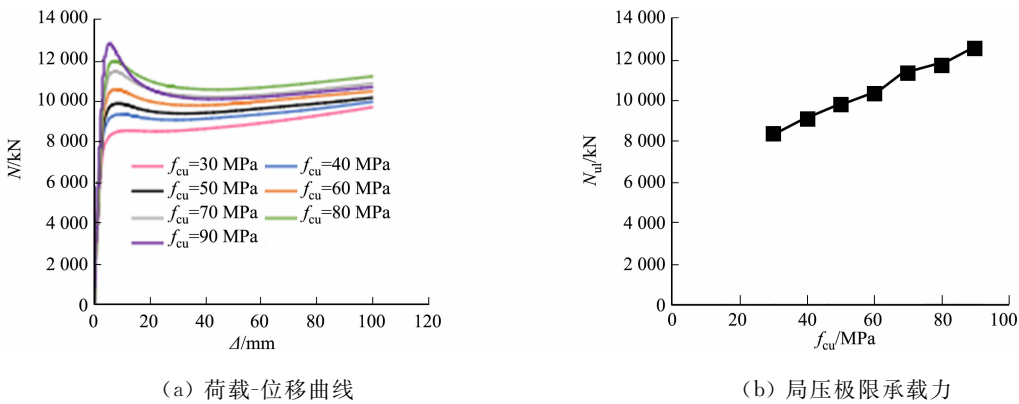


图 15 混凝土强度对试件受力性能的影响

Fig. 15 Influence of concrete strength on mechanical properties of specimens

上乘以局压承载力影响系数^[23], 以此为参考, 提出 SSCFBT 短柱的局压极限承载力计算值($N_{ul,c}$)为

$$N_{ul,c} = a N_u \quad (1)$$

式(1)中: N_u 为全截面受压构件的极限承载力, MPa; a 为局压承载力影响系数。

参数分析结果表明, 在现有全截面轴压承载力计算公式的基础上, 局压承载力影响系数与局压面积比、端板厚度及不锈钢管与复合钢管壁厚比值相关。

利用线性拟合方法, 提出局压承载力影响系数 a 的计算公式, 即

$$a = 1.1284a_1a_2a_3 + 231.93, \quad (2)$$

$$a_1 = 0.6388 - 0.3923\beta^2 + 0.662\beta, \quad (3)$$

$$a_2 = 0.8481 - 0.0017t_a, \quad (4)$$

$$a_3 = 0.8591 + 0.0476\rho. \quad (5)$$

式(2)~(5)中: a_1 、 a_2 、 a_3 分别表示与 β 、 t_a 、 ρ 相关的系数。

通过上述公式, 可以得到 SSCFBT 局压短柱极限承载力的计算值, 并与有限元分析模型的模拟值进行对比, 结果如图 16 所示。

计算过程中, 式(1)中的 N_u 采用文献[10]中关于双金属复合管混凝土轴压短柱的承载力计算公式。局压极限承载力的对比分析, 如表 2 所示。

由表 2 可知: $N_{ul,FEA}/N_{ul,c}$ 的平均值为 0.998, 标准差为 0.007, 平均值接近 1, 说明简化公式的计算结果与有限元分析结果高度吻合, 而较小的标准差则进一步证明了计算结果的稳定性和一致性。因此, 该简化公式可以作为一种有效的工具, 用于工程实践中对 SSCFBT 局压短柱极限承载力的快速预测。

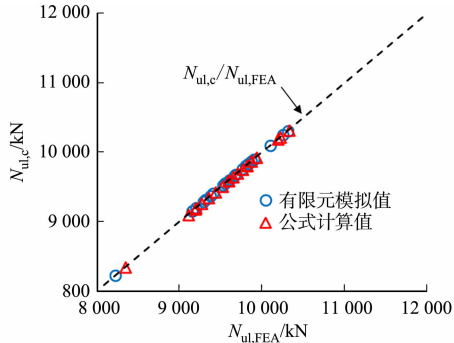


图 16 局压极限承载力计算值与模拟值的对比

Fig. 16 Comparison of calculation values and simulation values of ultimate local compressive load-carrying capacity

表 2 局压极限承载力的对比分析

Tab. 2 Comparative analysis of ultimate local compressive load-carrying capacity

试件参数	$N_{ul,FEA}/kN$	$N_{ul,c}/kN$	$N_{ul,FEA}/N_{ul,c}$
$\beta=1/6$	8 345	8 226	1.015
$\beta=1/3$	9 199	9 316	0.988
$\beta=1/2$	9 812	9 899	0.991
$\beta=2/3$	10 187	10 100	1.009
$\beta=5/6$	10 321	10 248	1.007
$\beta=1$	10 217	10 311	0.991
$t_a=0\text{ mm}$	9 587	9 526	1.006
$t_a=3\text{ mm}$	9 644	9 603	1.004
$t_a=6\text{ mm}$	9 700	9 681	1.002
$t_a=9\text{ mm}$	9 756	9 765	0.999
$t_a=12\text{ mm}$	9 812	9 804	1.001
$t_a=15\text{ mm}$	9 869	9 833	1.004
$t_a=18\text{ mm}$	9 925	9 873	1.005
$\rho=0$	9 103	9 153	0.990
$\rho=1/6$	9 184	9 200	0.998
$\rho=1/3$	9 266	9 289	0.998
$\rho=1/2$	9 348	9 371	0.998
$\rho=2/3$	9 430	9 408	1.002
$\rho=5/6$	9 512	9 552	0.996
$\rho=1$	9 594	9 664	0.993

4 结 论

建立 SSCFBT 短柱在局压荷载作用下的精细化有限元分析模型,利用该模型进行了受力机理和影响参数分析。在研究的参数范围内,可得以下 4 个结论。

- 1) 建立的有限元分析模型可以较准确地模拟 SSCFBT 局压短柱在不同荷载作用下的破坏形态和受力性能,进而为其设计提供理论依据。
- 2) 无论试件是否设置上端板,SSCFBT 局压短柱的承载力主要来源于核心混凝土,核心混凝土的强度和变形特性对结构的整体承载力起到决定性作用。
- 3) 局压面积比和端板厚度是影响 SSCFBT 局压短柱承载力和变形能力的关键因素。合理设计局压面积比和端板厚度至关重要,以达到最佳的承载能力和变形控制效果。
- 4) 提出的 SSCFBT 局压短柱极限承载力简化计算公式具有较高的预测精度,该公式能够较为准确地预测短柱在实际工况下的极限承载力,具有较好的工程应用价值。

参考文献:

[1] XIAO Jianzhuang,QIANG Chengbing,NANNI A,*et al.* Use of sea-sand and seawater in concrete construction: Current status and future opportunities[J]. Construction and Building Materials,2017,155:1101-1111. DOI: 10.1016/j.conbuildmat.2017.08.130.

[2] GUO Menghuan,HU Biao,XING Feng,*et al.* Characterization of the mechanical properties of eco-friendly concrete made with untreated sea sand and seawater based on statistical analysis[J]. Construction and Building Materials. 2020,234:117339. DOI:10.1016/j.conbuildmat.2019.117339.

[3] LI Y L,ZHAO X L,SINGH R K R. Mechanical properties of seawater and sea sand concrete-filled FRP tubes in artificial seawater[J]. Construction and Building Materials,2018,191:977-993. DOI:10.1016/j.conbuildmat.2018.10.059.

[4] HE An,ZHAO Ou. Experimental and numerical investigations of concrete-filled stainless steel tube stub columns under axial partial compression[J]. Journal of Constructional Steel Research,2019,158:405-416. DOI:10.1016/j.jc-

- sr. 2019. 04. 002.
- [5] CAI Yancheng, KWAN A K H. Behaviour and design of cold-formed austenitic stainless steel circular tubes infilled with seawater sea-sand concrete[J]. *Engineering Structures*, 2021, 241: 112435. DOI: 10. 1016/j. engstruct. 2021. 112435.
- [6] LIAO Feiyu, HOU Chao, ZHANG Weijie, *et al.* Experimental investigation on sea sand concrete-filled stainless steel tubular stub columns[J]. *Journal of Constructional Steel Research*, 2019, 155: 46-61. DOI: 10. 1016/j. jcsr. 2018. 12. 009.
- [7] HOU Chao, HAN Linhai, ZHAO Xiaoling. Concrete-filled circular steel tubes subjected to local bearing force: Experiments[J]. *Journal of Constructional Steel Research*, 2013, 83: 90-104. DOI: 10. 1016/j. jcsr. 2013. 01. 008.
- [8] LI Y L, ZHAO X L, SINGH R K R, *et al.* Experimental study on seawater and sea sand concrete filled GFRP and stainless steel tubular stub columns[J]. *Thin-Walled Structures*, 2016, 106: 390-406. DOI: 10. 1016/j. tws. 2016. 05. 014.
- [9] YE Yong, HAN Linhai, SHEEHAN T, *et al.* Concrete-filled bimetallic tubes under axial compression: Experimental investigation[J]. *Thin-Walled Structures*, 2016, 108: 321-332. DOI: 10. 1016/j. tws. 2016. 09. 004.
- [10] YE Yong, HAN Linhai, GUO Zixiong. Concrete-filled bimetallic tubes (CFBT) under axial compression: Analytical behaviour[J]. *Thin-Walled Structures*, 2017, 119: 839-850. DOI: 10. 1016/j. tws. 2017. 08. 007.
- [11] 叶勇, 汤钜荣, 陈业伟, 等. 双金属复合管海水海砂混凝土短柱的轴压性能与承载力分析[J]. *华侨大学学报(自然科学版)*, 2024, 45(2): 210-218. DOI: 10. 11830/ISSN. 1000-5013. 202312016.
- [12] YANG Youfu, HAN Linhai. Concrete filled steel tube (CFST) columns subjected to concentrically partial compression[J]. *Thin-Walled Structures*, 2012, 50(1): 147-156. DOI: 10. 1016/j. tws. 2011. 09. 007.
- [13] YANG Youfu, HAN Linhai. Behaviour of concrete filled steel tubular (CFST) stub columns under eccentric partial compression[J]. *Thin-Walled Structures*, 2011, 49(2): 379-395. DOI: 10. 1016/j. tws. 2010. 09. 024.
- [14] HOU Chao, HAN Linhai, ZHAO Xiaoling. Concrete-filled circular steel tubes subjected to local bearing force: Finite element analysis[J]. *Thin-Walled Structures*, 2014, 77: 109-119. DOI: 10. 1016/j. tws. 2013. 12. 006.
- [15] MIAO Wei, YE Yong, LEI Ronghuang, *et al.* Performance of seawater sea sand concrete-filled bimetallic tube (SS-CFBT) stub columns under axial partial compression[J]. *Structures*, 2024, 60: 105812. DOI: 10. 1016/j. istruc. 2023. 105812.
- [16] HIBBITT S K. ABAQUS/standard user subroutines reference manual[M]. Providence: [s. n.], 1998.
- [17] HAN Linhai, YAO Guohuang, TAO Zhong. Performance of concrete-filled thin-walled steel tubes under pure torsion[J]. *Thin-Walled Structures*, 2007, 45(1): 24-36. DOI: 10. 1016/j. tws. 2007. 01. 008.
- [18] LI Wei, HAN Linhai, CHAN T M. Numerical investigation on the performance of concrete-filled double-skin steel tubular members under tension[J]. *Thin-Walled Structures*, 2014, 79: 108-118. DOI: 10. 1016/j. tws. 2014. 02. 001.
- [19] RAMBERG W, OSGOOD W R. Description of stress-strain curves by three parameters[R]. Washington D C: NACA Technical Note, 1943.
- [20] ELCHALAKANI M, PATEL V I, KARRECH A, *et al.* Finite element simulation of circular short CFST columns under axial compression[J]. *Structures*, 2019, 20: 607-619. DOI: 10. 1016/j. istruc. 2019. 06. 004.
- [21] CONTENTS T O F, PRACTICES D, FITS T F O R, *et al.* Machinery's handbook 28th editio[M]. New York: Industrial Press, 2008.
- [22] BALTAIY P, GJELSVIK A. Coefficient of friction for steel on concrete at high normal stress [J]. *Journal of Material in Civil Engineering*, 1990, 2(1): 46-49.
- [23] 韩林海. 钢管混凝土结构: 理论与实践[M]. 4版. 北京: 科学出版社, 2024.

(责任编辑: 钱筠 英文审校: 方德平)