

DOI: 10.11830/ISSN.1000-5013.202312016



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

叶勇¹, 汤钜荣¹, 陈业伟², 苏龙辉³, 洪秀君⁴

- (1. 华侨大学 土木工程学院, 福建 厦门 361021;
2. 中建四局建设发展有限公司, 福建 厦门 361006;
3. 中建协和建设有限公司, 福建 泉州 362700;
4. 福建磊鑫(集团)有限公司, 福建 厦门 361000)

摘要: 基于有限元程序 ABAQUS, 建立双金属复合管海水海砂混凝土(SSCFBT)短柱构件的精细化有限元模型, 对轴压状态下模型的破坏形态、荷载-变形关系、内力分配和钢-混凝土界面接触作用进行研究, 并开展参数分析。结果表明: 双金属复合管与内填混凝土之间的共同工作性能良好, 其荷载-变形曲线可分为 3 种类型, 由双金属复合管对混凝土的约束效应系数决定。通过参数分析, 得到了不同参数对 SSCFBT 短柱轴压承载力的影响规律, 并验证了已有相关计算公式用于预测 SSCFBT 短柱轴压承载力的可行性。

关键词: 双金属复合管; 海水海砂混凝土; 组合作用; 轴压性能; 有限元分析

中图分类号: TU 392.3 **文献标志码:** A **文章编号:** 1000-5013(2024)02-0210-09

Analysis on Axial Compression Performance and Bearing Capacity of Seawater Sea Sand Concrete-Filled Bimetallic Tube Short Columns

YE Yong¹, TANG Jurong¹, CHEN Yewei²,
SU Longhui³, HONG Xiujuan⁴

- (1. College of Civil Engineering, Huaqiao University, Xiamen 361021, China;
2. Construction and Development Limited Company of China Construction
Fourth Bureau Investment Branch, Xiamen 361006, China;
3. Zhongjianxiehe Construction Limited Company, Quanzhou 362700, China;
4. Fujian Leixin Construction (Group) Limited Company, Xiamen 361000, China)

Abstract: Based on the finite element program ABAQUS, a refined finite element model is established on seawater and sea sand concrete-filled bimetallic tube (SSCFBT) short columns. The failure mode, load-deformation relationship, internal force distribution, and steel-concrete interface contact of the model under axial compression are studied and parametric analysis is conducted. The results show that the co-working performance between the bimetallic tube and the concrete infill is favorable. The load-deformation relationship curves can be divided into three types, which are determined by the confinement factor of the bimetallic tube on the concrete.

收稿日期: 2023-12-10

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

基金项目: 国家自然科学基金资助项目(52278182); 福建省自然科学基金资助项目(2021J01286); 福建省科技研究开发计划项目(2022-K-157, 2022-K-261)

Through parameter analysis, the influence of different parameters on the axial compressive bearing capacity of SSCFBT short columns is obtained, and the feasibility of related calculation formulas for predicting the axial compressive bearing capacity of SSCFBT short columns is verified.

Keywords: bimetallic tube; seawater sea sand concrete; composite action; axial compression performance; finite element analysis

2010 年,住房和城乡建设部发布 JGJ 206—2010《海砂混凝土应用技术规范》,规定用于配置混凝土的海砂应作净化处理,降低或消除海砂中氯离子等有害物质的含量。常用的原状海砂净化方法主要包括自然堆放法、淡水冲洗法、机械法、加入适量阻锈剂法及分解氯菌法等^[1]。按照规范要求对海砂进行除氯净化处理,不可避免地将提高海砂的使用成本。此外,也可选用耐腐蚀材料以隔绝海水海砂混凝土中氯离子、硫酸根离子等对钢材造成腐蚀^[2],如纤维增强塑料(FRP)和不锈钢等。

Ahmed 等^[3]总结了采用不同类型 FRP 的 FRP 海水海砂混凝土(SSC)结构的工作性能和耐久性;Sun 等^[4]、Wang 等^[5]研究了内填海水海砂珊瑚骨料混凝土的玻璃纤维增强塑料(GFRP)-钢复合管和碳纤维增强塑料(CFRP)-钢复合管的轴压性能;Wei 等^[6]研究了内填海水海砂混凝土的 FRP-钢丝网复合管和内置 FRP 管海水海砂混凝土的组合柱轴压性能;Zhang 等^[7]和 Guo 等^[8]研究了 FRP 筋海水海砂混凝土构件的力学性能和耐久性。已有研究表明,采用 FRP 或不锈钢与海水海砂混凝土组合而成的构件具有良好的力学性能,但现阶段大部分 FRP 和不锈钢材料的价格仍远高于普通碳素钢,且 FRP 混凝土结构的连接节点构造较为复杂,限制了这些材料与海水海砂混凝土所组成的结构在实际工程中的推广应用。文献[9-16]提出了外不锈钢-内碳素钢双金属复合管混凝土(CFBT)构件,并开展 CFBT 构件在轴压、偏压、轴拉和滞回荷载作用下的力学性能研究。研究表明,在各种荷载工况下,双金属复合管与内填混凝土之间的共同工作性能良好,CFBT 构件的破坏形态和承载力与相近参数下的传统碳素钢管混凝土接近且延性更佳。

为合理利用海水海砂资源,提出双金属复合管海水海砂混凝土(SSCFBT)短柱构件。该双金属复合管以普通碳素钢管为基体,内衬一层厚度较小的不锈钢,其综合了碳素钢价格相对较低、承载力高与不锈钢延性好、耐腐蚀性和耐高温性好等优点。目前,已有此类双金属复合管产品,可实现复合管两层金属之间紧密贴合。SSCFBT 短柱构件具有如下优势:1) 使用由原状海砂和海水配制海水海砂混凝土,可用于沿海地区或缺乏淡水的岛礁工程建设,有效利用海洋资源,降低成本;2) 采用钢管混凝土结构形式,内填的海水海砂混凝土与外层双金属复合钢管能共同受力,充分发挥材料性能;3) 双金属复合钢管起约束和承载作用,厚度较小的内衬不锈钢可有效隔绝海水海砂混凝土中的氯离子等腐蚀性介质对外层碳素钢管的侵蚀,形成良好的经济和社会效益。为研究 SSCFBT 短柱构件的受压性能,本文基于有限元程序建立精细化有限元模型,利用验证后的模型分析 SSCFBT 短柱构件的破坏形态、荷载-变形关系和内力分配机制,并校核该新型组合结构构件的承载力计算方法。

1 有限元模型的建立

1.1 建模方法概述

采用有限元程序 ABAQUS 建立 SSCFBT 短柱构件(图 1)的精细化有限元模型。双金属复合管的两层金属分开模拟,由于双金属复合管的壁厚尺寸远小于内填混凝土,碳素钢管和不锈钢管均采用四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;核心混凝土和端板采用八节点线性六面体减缩积分实体单元(C3D8R)进行模拟。

建立的 SSCFBT 短柱模型具有 5 个接触界面:核心混凝土与不锈钢管、不锈钢管与碳素钢管、核心混凝土与端板、不锈钢管与端板、碳素钢管与端板。其中,核心混凝土与不锈钢管、不锈钢管与碳素钢管之间的接触界面采用面-面接触模型进行模拟,定义了法向与切向的行为。法向行为设置为“硬接触”,即在法向方向接触面之间的压应力自由传递;切向方向

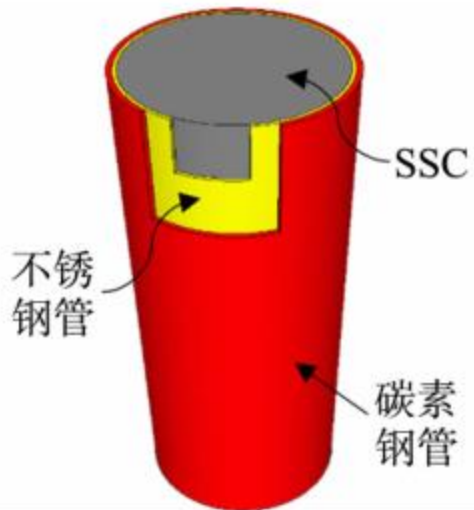


图 1 SSCFBT 短柱构件示意图
Fig. 1 Schematic diagram of SSCFBT short column

摩擦公式设置为“罚”函数(库伦摩擦),允许接触面间有弹性滑移,并将核心混凝土与不锈钢管之间的摩擦系数设置为 0.3,不锈钢管与碳素钢管之间的摩擦系数设置为 0.8。核心混凝土与端板之间的接触界面也采用面-面接触模型模拟,仅定义法向行为,设置为“硬接触”。其余 2 个接触界面均定义为绑定。在设置各部件的相互作用时,选择刚度大的部件为主表面,刚度小的部件为从表面。选择结构化网格划分技术对模型进行网格划分,网格划分后的 SSCFBT 短柱模型,如图 2 所示。采用位移控制形式对模型进行轴压加载。图 2 中: N 为轴向荷载。

1.2 材料本构模型

海水海砂混凝土的受压力学行为采用韩林海^[17]提出的环向约束下混凝土的应力-应变本构模型进行模拟,该模型考虑了钢管的被动约束作用对混凝土承载变形能力的提升作用。对于混凝土的受拉行为,采用混凝土的开裂应力(σ_{t0})-断裂能(G_F)关系来反映混凝土在断裂时所需吸收的能量,即采用破坏能量准则得到混凝土的受拉软化性能。本构关系定义中,CFBT 构件的约束效应系数(ξ_{CFBT})^[9]表示为

$$\xi_{CFBT} = (f_{yc}A_{sc} + \sigma_{0.2s}A_{ss}) / f_{ck}A_c。$$

(1)

式(1)中: f_{yc} 为碳素钢屈服强度; A_{sc} 为碳素钢管横截面面积; $\sigma_{0.2s}$ 为不锈钢名义屈服强度; A_{ss} 为不锈钢管横截面面积; f_{ck} 为混凝土轴心受压强度标准值; A_c 为核心混凝土横截面面积。

碳素钢的本构关系采用韩林海^[17]提出的二次塑流应力-应变模型。不锈钢的力学性能与碳素钢差异明显,不锈钢具有明显的应变硬化特征,但其应力-应变关系曲线无明显屈服平台,故通常将残余应变为 0.2%时所对应的应力作为不锈钢名义屈服强度。采用 Rasmussen^[18]提出的不锈钢材料本构关系模型对不锈钢进行模拟。

1.3 有限元模型的验证

采用同为双层钢管结构的外不锈钢-内碳素钢双金属复合管混凝土的轴压试验结果^[9]对有限元模型进行可靠性验证。试件 CFST 为碳素钢管混凝土短柱,其余(试件 t1c2,t2c2,t3c2,t2c1,t2c3)为双金属复合管混凝土短柱,试件参数详见文献[9]。计算模拟得到的试件破坏与试验结果总体吻合,均表现为钢管局部发生屈曲,对应位置的核心混凝土被压溃。有限元模拟值与试验值的对比,如图 3 所示。图

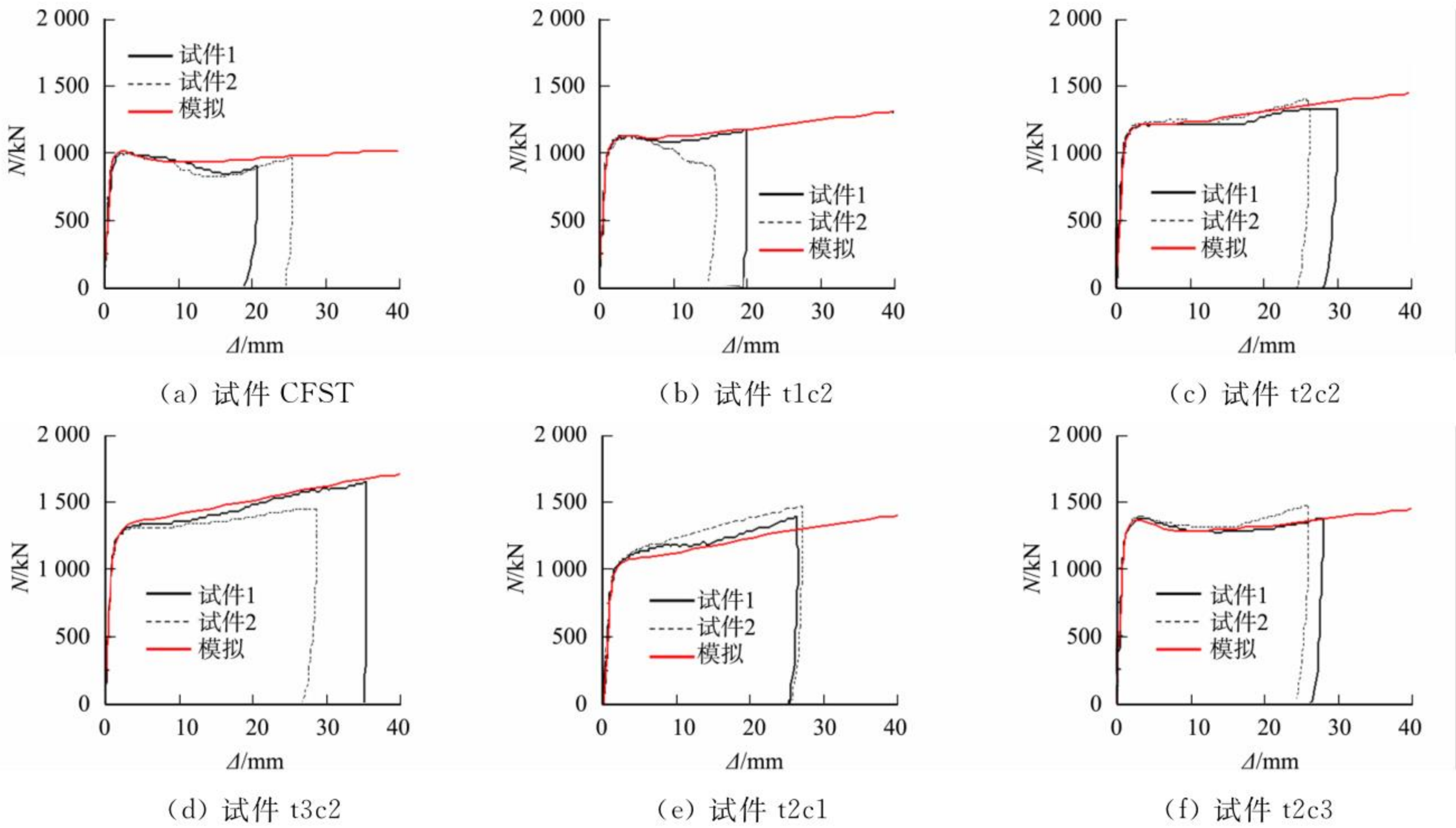


图 3 有限元模拟值与试验值的对比

Fig. 3 Comparison between finite element simulation values and experimental values

3 中: Δ 为变形;试件 1 和试件 2 为文献[9]中同一参数下的 2 个相同试件。

由图 3 可知:有限元模拟结果与试验结果总体吻合良好,表明有限元建模技术可较好地模拟双金属复合管混凝土构件的轴压力学性能。

2 有限元模型的参数与结果

2.1 有限元模型参数

以内填海水海砂混凝土的强度为主要研究参数,共建立 3 个 SSCFBT 短柱(试件编号分别为 C-35, C-50, C-65)有限元模型。具体计算参数如下:钢管外径 $D=159\text{ mm}$,长度 $L=477\text{ mm}$,外碳素钢管壁厚 $t_{sc}=5.0\text{ mm}$,内不锈钢管壁厚 $t_{ss}=0.5\text{ mm}$;碳素钢屈服强度 $f_{yc}=325\text{ MPa}$,弹性模量 $E_{sc}=0.206\text{ TPa}$,泊松比为 0.3;不锈钢名义屈服强度 $\sigma_{0.2s}=400\text{ MPa}$,弹性模量 $E_{ss}=0.200\text{ TPa}$,泊松比为 0.3;试件 C-35, C-50, C-65 的混凝土立方体抗压强度 f_{cu} 分别为 35, 50, 65 MPa。

2.2 典型破坏形态

有限元计算结果表明,轴压荷载作用下 SSCFBT 短柱具有良好的承载变形性能,从开始受力直至加载结束,模型未出现显著破坏现象,且所有模型的变形形态相近。加载结束($\Delta=40\text{ mm}$)时,试件 C-50 的破坏形态,如图 4 所示。

由图 4 可知:整体试件发生明显的压缩变形,试件中部膨胀、两端出现局部环向鼓曲;碳素钢管与不锈钢管的局部屈曲位置基本重合,混凝土在钢管局部屈曲处压溃。此外,两层钢管可较好地共同工作,受力过程中未出现两者分离的现象。

2.3 荷载-变形关系

不同试件的荷载-变形曲线,如图 5 所示。SSCFBT 短柱的荷载-变形曲线可分为以下 3 个阶段。

- 1) 弹性阶段:荷载与变形近似呈线性关系,曲线斜率较大,试件基本处于弹性阶段。
- 2) 弹塑性阶段:荷载增速变缓,钢管开始屈服,曲线表现为平滑的非线性上升段。
- 3) 强化阶段:试件的塑性变形增速变大,钢管屈曲现象发展迅速,钢材的塑性应变强化作用明显,试件所承受的荷载轻微提高。核心混凝土的强度越低,约束效应系数越高,则试件的后期承载力提升幅度越大。

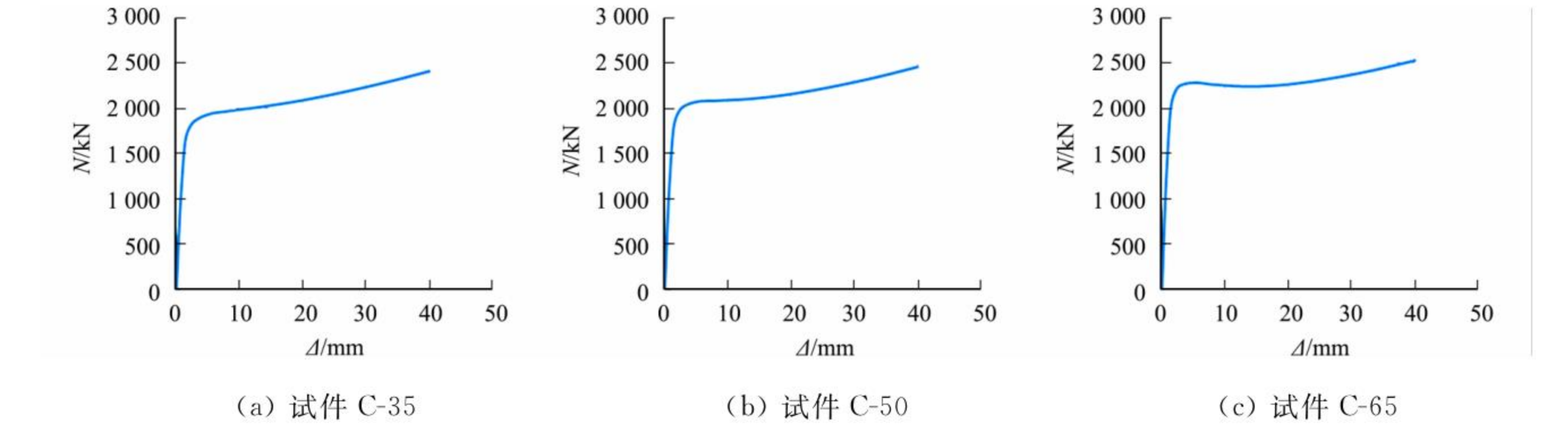


图 5 不同试件的荷载-变形曲线

Fig. 5 Load-deformation curves of different specimens

2.4 不同部件的内力分配

计算得到 SSCFBT 短柱不同部件的内力分配,如图 6 所示。图 6 中: ϵ 为轴压平均应变, $\epsilon=\Delta/L$, L 为试件长度;点 A, B, C 为构件受力过程中的关键点。

由图 6 可知:在轴压荷载作用下,碳素钢管与不锈钢管所承受的轴向荷载在点 A 达到第 1 个峰值,此时试件整体未达到轴压极限承载力,在 AB 段,碳素钢承受的轴向荷载有下降趋势,而混凝土在钢管约束下处于三向受压状态,轴向荷载继续增大,故整体试件的承载力继续提高;整体试件在点 B 达到轴

压极限承载力,在 BC 段,试件 C-35 和试件 C-50 的核心混凝土所承受的轴向荷载继续增大,而试件 C-65 的核心混凝土所承受的轴向荷载开始缓慢下降,导致试件 C-65 的曲线在达到轴压极限承载力后出现轻微下降趋势;点 C 为碳素钢承受的轴向荷载下降段的终点;过点 C 后,碳素钢和不锈钢处于应变硬化阶段,其承受的轴向荷载缓慢提高,使各试件后期承载力也随之提高。

2.5 接触作用

钢管对核心混凝土的约束作用与不同部件界面接触应力的大小直接相关。试件不同部件间的接触应力随 Δ/L 的变化,如图 7 所示。图 7 中: P 为接触应力; P_1 为内不锈钢管与核心混凝土之间的接触应力; P_2 为内不锈钢管与外碳素钢管之间的接触应力。

由图 7 可知:整个加载过程中,试件的接触应力 P_1 和 P_2 均随轴压平均应变的增大而增大, P_1 最大值接近 14 MPa, P_2 最大值接近 12 MPa,表明核心混凝土、不锈钢管均能与碳素钢管较好地协同工作;混凝土强度对接触应力 P_1 和 P_2 的影响均不显著,主要原因是不同强度的混凝土具有相近的泊松比,使得相同轴压变形下混凝土产生的横向膨胀相近。

3 轴压承载力分析

基于有限元分析模型对 SSCFBT 短柱构件的轴压力学性能进行参数分析,探索不同混凝土立方体抗压强度、碳素钢屈服强度、不锈钢名义屈服强度和含钢率(α)对试件荷载-变形曲线和轴压极限承载力(N_u)的影响规律。典型尺寸的有限元模型具体参数如下:钢管外径 $D=400$ mm,钢管长度 $L=1\,200$ mm, $L/D=3$;双金属复合钢管总壁厚 $t=15$ mm,其中,碳素钢厚度 $t_c=13.5$ mm,不锈钢厚度 $t_{ss}=1.5$ mm, $t_{ss}/t=0.1$;截面含钢率 $\alpha=(A_{sc}+A_{ss})/A_c=0.169$;碳素钢屈服强度 $f_{yc}=345$ MPa,弹性模量 $E_{sc}=0.206$ TPa;不锈钢名义屈服强度 $\sigma_{0.2s}=300$ MPa,弹性模量 $E_{ss}=0.200$ TPa,应变硬化指数 $n=5$;混凝土立方体抗压强度 $f_{cu}=50$ MPa,弹性模量 $E_c=34.5$ GPa。参数分析取值,如表 1 所示。

表 1 参数分析取值
Tab.1 Parameter analysis values

参数	取值范围	基本值
f_{cu}/MPa	30,40,50,60,70,80	50
f_{yc}/MPa	235,345,390,420,460	345
$\sigma_{0.2s}/\text{MPa}$	200,300,400,500,600	300
$\alpha/\%$	8.5,9.6,10.8,12.0,13.2,14.4,15.6,16.9,18.1,20.8	16.9

通过一系列的参数分析,总结出 SSCFBT 短柱构件的典型 $N-\Delta/L$ 曲线,如图 8 所示。图 8 中:SSCFBT 短柱构件的 $N-\Delta/L$ 关系曲线近似可分为 A 型(Type-A)、B 型(Type-B)和 C 型(Type-C);点 $A\sim E$ 为不同类型曲线的特征点。 $N-\Delta/L$ 曲线可分为以下 5 段。

- 1) OA 段:点 A 为弹性极限;试件的轴向荷载随轴向变形的增加而线性增大,试件刚度较大。
- 2) AB 段:点 B 为试件的轴压极限承载力;试件轴向荷载的增长速度降低,A 型、B 型曲线的点 B 处于平台段,C 型曲线的点 B 处于峰值点。
- 3) BC 段:点 C 为试件轴压平均应变达到 0.02 时对应的点;A 型曲线 BC 段轴向荷载随轴向变形的增加而增大,曲线表现为上升段;B 型曲线 BC 段轴向荷载随轴向变形的增加而略微降低或维持稳定,曲线表现为平台段;C 型曲线 BC 段轴向荷载随轴向变形的增加而降低,曲线表现为下降段。

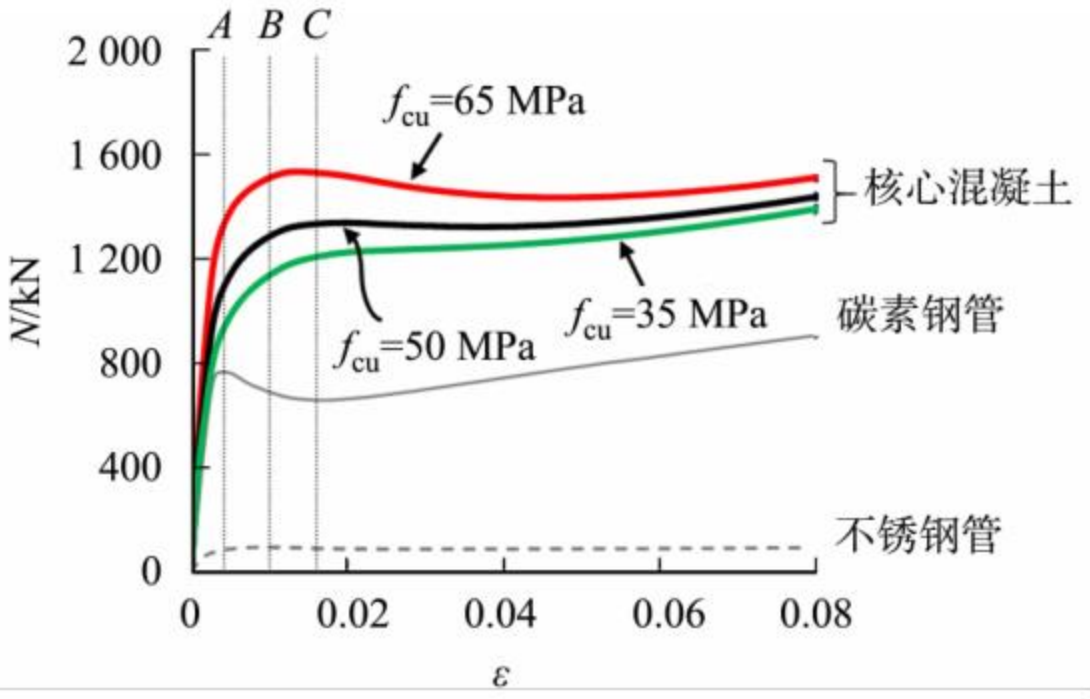


图 6 不同部件的内力分配
Fig. 6 Load distribution between different components

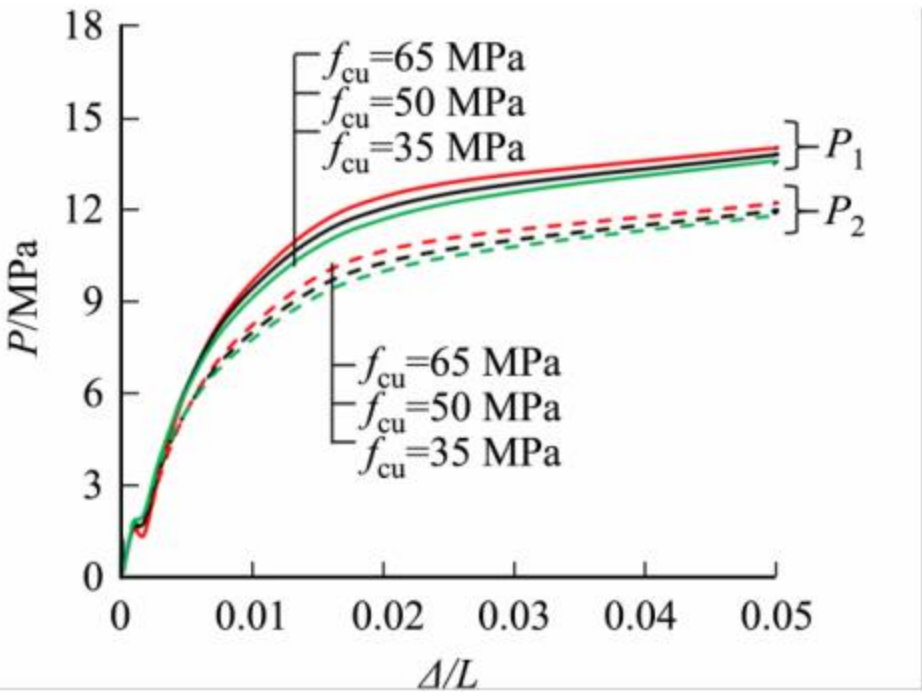


图 7 不同部件间的接触应力随 Δ/L 的变化
Fig. 7 Changes of contact stress between different components with Δ/L

4) *CD* 段:点 *D* 为 *C* 型曲线下降段与 *B* 型曲线平台段的终点。

5) *BE* 段或 *DE* 段:*A* 型曲线的 *BE* 段和 *B* 型、*C* 型曲线的 *DE* 段,轴向荷载均随轴向变形的增加而增大,轴向荷载的增大为碳素钢与不锈钢的应变硬化行为所致。

可将典型的 $N-\Delta/L$ 关系分为 3 个阶段:*OA* 段为弹性阶段;*AB* 段为弹塑性阶段;*BE* 段为塑性阶段。随着约束效应系数(ξ_{CFBT})的增大, $N-\Delta/L$ 曲线逐渐由 *C* 型曲线过渡为 *B* 型曲线,再过渡为 *A* 型曲线。由参数计算结果可知:当 $\xi_{\text{CFBT}} < 1.26$ 时,SSCFBT 短柱构件的 $N-\Delta/L$ 曲线可归为 *C* 型曲线;当 $1.26 \leq \xi_{\text{CFBT}} \leq 1.65$ 时, $N-\Delta/L$ 曲线可归为 *B* 型曲线;当 $\xi_{\text{CFBT}} > 1.65$ 时, $N-\Delta/L$ 曲线可归为 *A* 型曲线。

3.1 混凝土立方体抗压强度

海水海砂混凝土立方体抗压强度变化对 SSCFBT 短柱构件 $N-\Delta$ 曲线的影响,如图 9(a)所示。由图 9(a)可知:在其他参数不变的情况下,构件的初始刚度随 f_{cu} 的增大而增大;钢管对核心混凝土的约束作用随核心混凝土强度的增大而减弱,导致 f_{cu} 较高的试件在达到峰值荷载后承载力下降明显。 f_{cu} 变化对 SSCFBT 短柱构件轴压极限承载力(N_u)的影响,如图 9(b)所示。由图 9(b)可知:当混凝土强度等级从 C30 增大至 C80 时,SSCFBT 短柱构件的轴压极限承载力随混凝土抗压强度的增大近似呈线性增大,表明提高混凝土立方体抗压强度可有效提高 SSCFBT 短柱构件的轴压承载力。

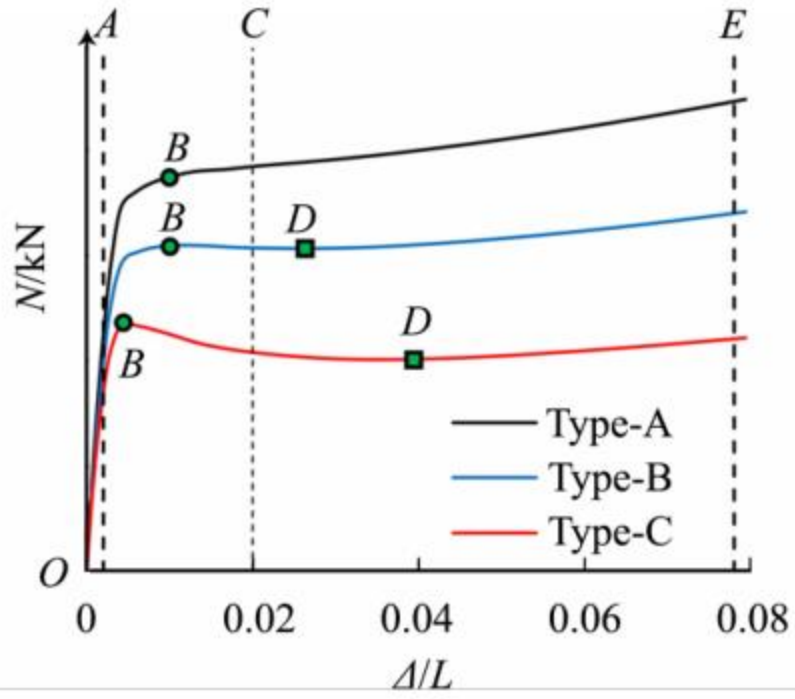
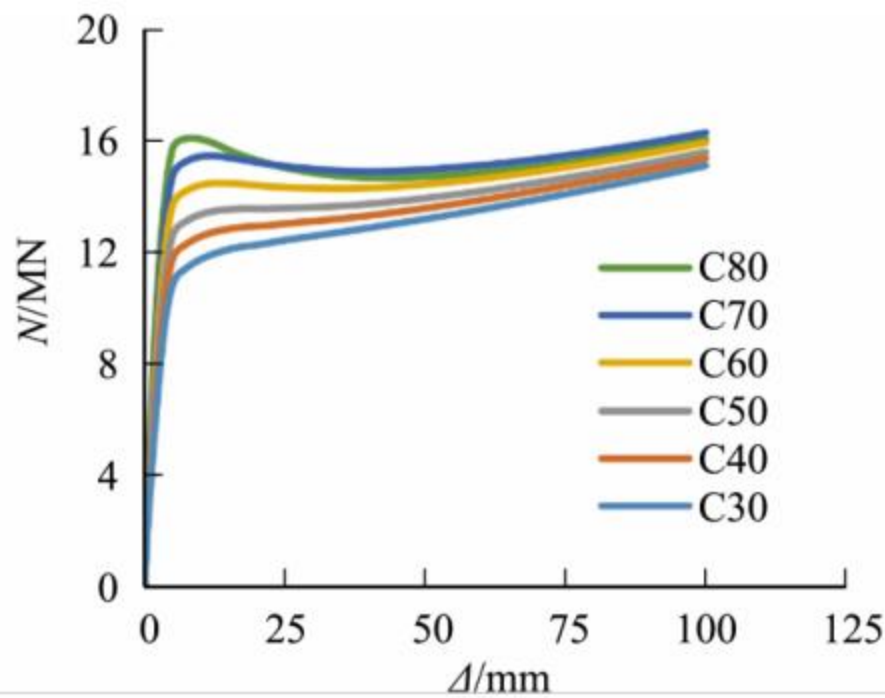
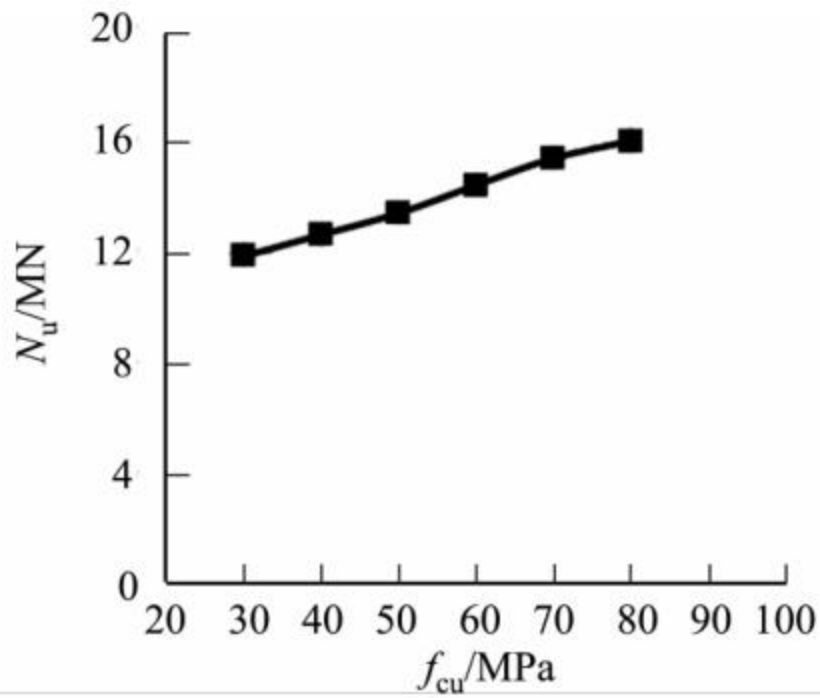


图 8 典型 $N-\Delta/L$ 曲线
Fig. 8 Typical $N-\Delta/L$ curves



(a) $N-\Delta$ 曲线



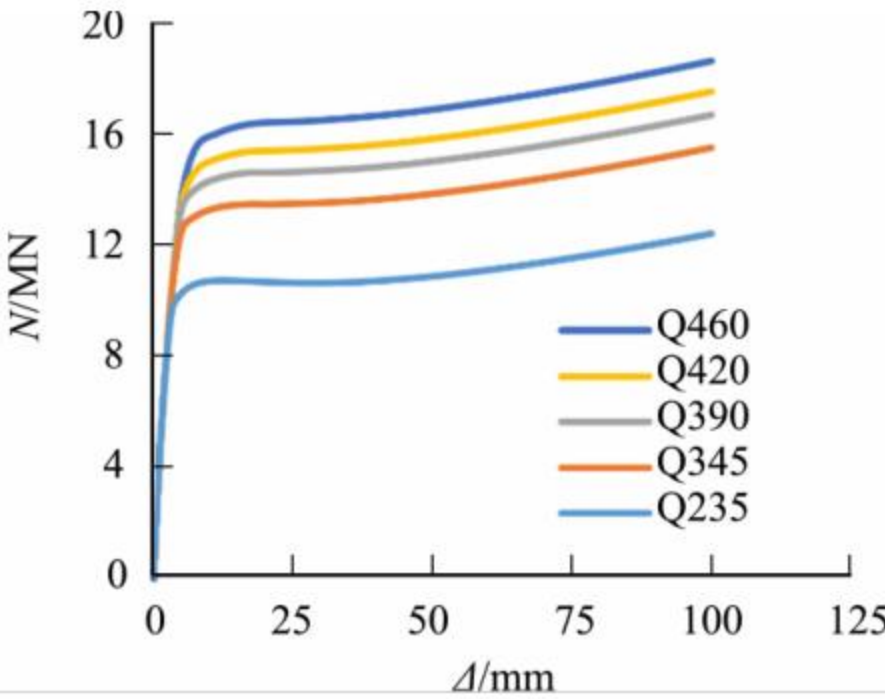
(b) f_{cu} 变化对 N_u 的影响

图 9 混凝土立方体抗压强度变化的影响

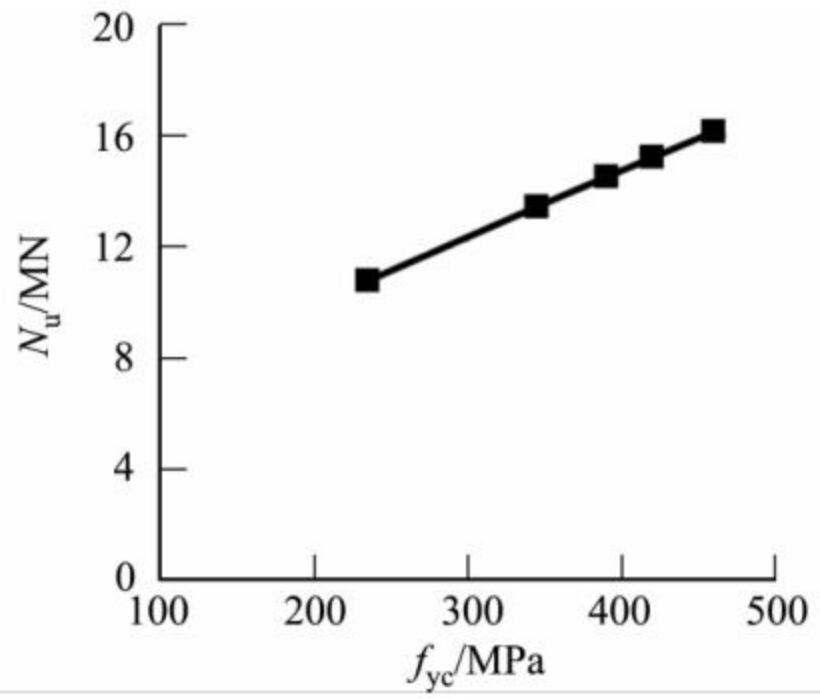
Fig. 9 Influence of changes in compressive concrete cubestrength

3.2 碳素钢屈服强度

碳素钢屈服强度变化对 SSCFBT 短柱构件 $N-\Delta$ 曲线的影响,如图 10(a)所示。由图 10(a)可知:在其他参数不变的情况下,SSCFBT 短柱构件的 $N-\Delta$ 曲线随钢材屈服强度的增大而显著上升。 f_{yc} 变化对 N_u 的影响,如图 10(b)所示。由图 10(b)可知:当钢材强度等级从 Q235 增大至 Q460 时,SSCFBT 短柱构件的轴压极限承载力随钢材屈服强度的增大近似呈线性增大。这主要是由于增大钢材屈服强度可有



(a) $N-\Delta$ 曲线



(b) f_{yc} 变化对 N_u 的影响

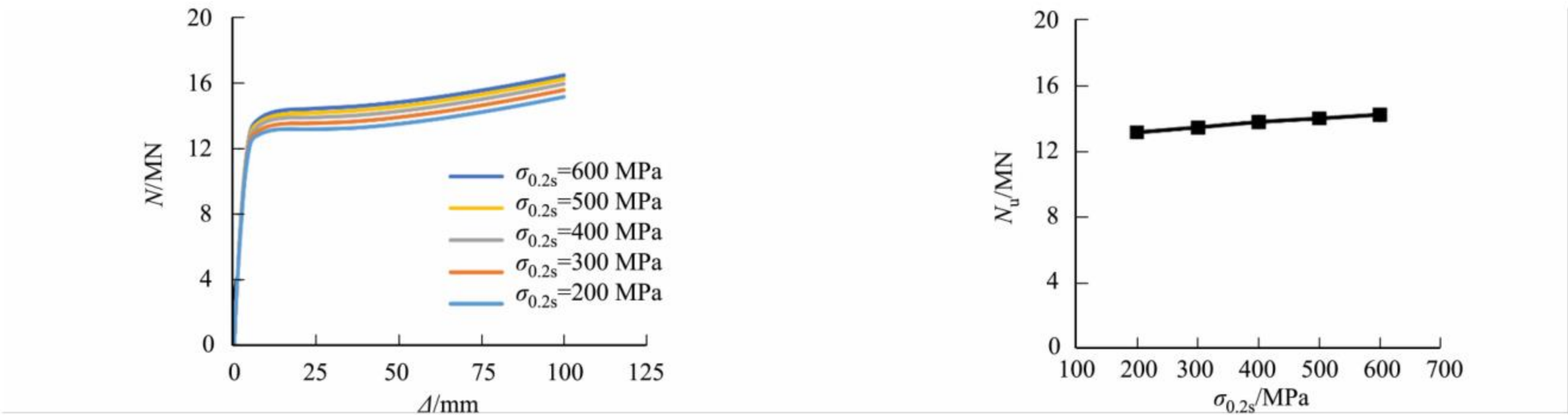
图 10 碳素钢屈服强度变化的影响

Fig. 10 Influence of changes in carbon steel yield strength

效增强钢管对核心混凝土的约束作用,从而提高整体构件的承载力。

3.3 不锈钢名义屈服强度

不锈钢名义屈服强度变化对 SSCFBT 短柱构件 $N-\Delta$ 曲线的影响,如图 11(a)所示。由图 11(a)可知:在其他参数不变的情况下,SSCFBT 短柱构件的 $N-\Delta$ 曲线随不锈钢名义屈服强度的提高而略微提高。 $\sigma_{0.2s}$ 变化对 N_u 的影响,如图 11(b)所示。由图 11(b)可知:当不锈钢名义屈服强度从 200 MPa 增大至 600 MPa 时,构件的轴压极限承载力分别较前一不锈钢强度等级提高了 2.31%,2.42%,1.59%,1.67%,可见,不锈钢名义屈服强度对构件承载力的影响较小。主要原因是双金属复合管中不锈钢管的壁厚较小,其主要作用是隔绝海水海砂混凝土中的腐蚀性离子,而对整体构件承载力的贡献相对较小。



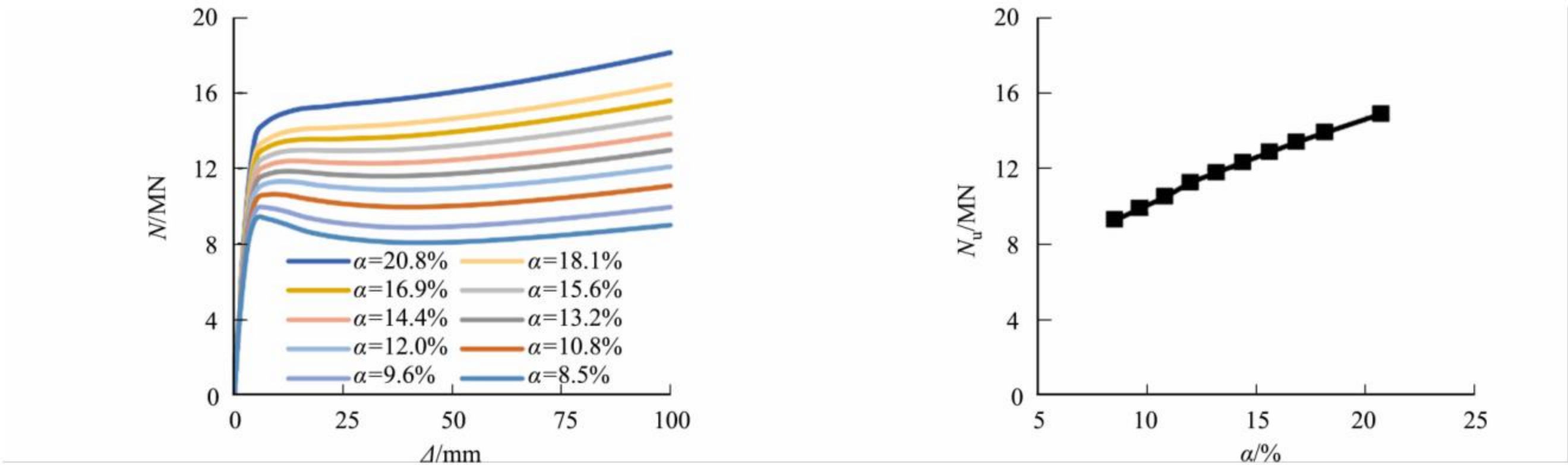
(a) $N-\Delta$ 曲线 (b) $\sigma_{0.2s}$ 变化对 N_u 的影响

图 11 不锈钢名义屈服强度变化的影响

Fig. 11 Influence of changes in stainless steel nominal yield strength

3.4 含钢率

含钢率变化的影响,如图 12 所示。由图 12 可知:在其他参数不变的情况下,SSCFBT 短柱构件的 $N-\Delta$ 曲线随含钢率的增大而显著提高,构件的后期承载力也随之提高;当双金属复合管的截面含钢率从 8.5% 提高到 20.8% 时,SSCFBT 短柱构件的 N_u 随含钢率的增大近似呈线性增大。主要原因是随着钢管壁厚的增大,钢管承担的轴向荷载随之增大,同时,钢管对核心混凝土的约束作用增大使得混凝土的承载力和延性得到显著提升。



(a) $N-\Delta$ 曲线 (b) α 对 N_u 的影响

图 12 含钢率变化的影响

Fig. 12 Influence of changes in steel ratio

3.5 极限承载力计算模型

Ye 等^[10] 对外不锈钢-内碳素钢双金属复合管混凝土轴压构件进行有限元分析,并提出了相应的轴压极限承载力(N_u)计算公式。即

$$N_u = A_t \cdot f_{scy}, \tag{2}$$

$$f_{scy} = (1.04 + 1.02\xi_{\text{nominal}}) \cdot f_{ck}, \tag{3}$$

$$\xi_{\text{nominal}} = a\xi_{\text{CFBT}}^2 + b\xi_{\text{CFBT}}, \tag{4}$$

$$a = (-140 - 620f_{ck} + 5f_{ck}^2) \times 10^{-5}, \tag{5}$$

$$b = 1.7865 - 0.0068f_{ck}. \tag{6}$$

式(2)~(6)中: A_t 为组合柱的全截面面积; f_{scy} 为组合柱的综合抗压强度; ξ_{nominal} 为组合柱的名义约束效

应系数; a 和 b 为计算系数。

利用上述公式对不同参数的 SSCFBT 短柱构件进行计算,将计算结果与有限元模拟结果进行对比,不同参数对构件轴压极限承载力的影响,如表 2 所示。表 2 中: $N_{u,c}$ 为采用公式计算得到的极限承载力; $N_{u,FEA}$ 为采用有限元模拟得到的极限承载力。计算结果与有限元模拟结果的平均值为 1.019,标准差为 0.020,表明计算结果与有限元模拟结果的吻合程度良好。虽然不锈钢内层的厚度较小,甚至不到碳素钢外层的 1/10,但不锈钢具有良好的力学性能,建议考虑不锈钢对 SSCFBT 短柱构件承载力的贡献以充分利用材料性能。

表 2 不同参数对构件轴压极限承载力的影响

Tab. 2 Influence of different parameters on axial compressive ultimate bearing capacity of members

参数	$N_{u,FEA}/\text{kN}$	ξ_{CFBT}	$N_{u,c}/\text{kN}$	$\frac{N_{u,c}}{N_{u,FEA}}$	参数	$N_{u,FEA}/\text{kN}$	ξ_{CFBT}	$N_{u,c}/\text{kN}$	$\frac{N_{u,c}}{N_{u,FEA}}$
$f_{cu}=30\text{ MPa}$	11 896	2.860	12 553	1.055	$\sigma_{0.2s}=400\text{ MPa}$	13 771	1.824	14 030	1.019
$f_{cu}=40\text{ MPa}$	12 667	2.145	13 242	1.045	$\sigma_{0.2s}=500\text{ MPa}$	13 990	1.875	14 241	1.018
$f_{cu}=50\text{ MPa}$	13 445	1.774	13 816	1.028	$\sigma_{0.2s}=600\text{ MPa}$	14 223	1.925	14 449	1.016
$f_{cu}=60\text{ MPa}$	14 457	1.493	14 439	0.999	$\alpha=8.5\%$	9 293	0.898	9 539	1.026
$f_{cu}=70\text{ MPa}$	15 433	1.292	15 052	0.975	$\alpha=9.6\%$	9 920	1.018	10 176	1.026
$f_{cu}=80\text{ MPa}$	16 063	1.145	15 634	0.973	$\alpha=10.8\%$	10 531	1.140	10 805	1.026
$f_{yc}=235\text{ MPa}$	10 778	1.257	11 425	1.060	$\alpha=12.0\%$	11 294	1.264	11 425	1.012
$f_{yc}=345\text{ MPa}$	13 445	1.774	13 816	1.028	$\alpha=13.2\%$	11 826	1.391	12 035	1.018
$f_{yc}=390\text{ MPa}$	14 513	1.986	14 698	1.013	$\alpha=14.4\%$	12 375	1.519	12 636	1.021
$f_{yc}=420\text{ MPa}$	15 214	2.127	15 255	1.003	$\alpha=15.6\%$	12 912	1.649	13 225	1.024
$f_{yc}=460\text{ MPa}$	16 147	2.315	15 959	0.988	$\alpha=16.9\%$	13 445	1.781	13 802	1.027
$\sigma_{0.2s}=200\text{ MPa}$	13 141	1.724	13 598	1.035	$\alpha=18.1\%$	13 948	1.916	14 367	1.030
$\sigma_{0.2s}=300\text{ MPa}$	13 445	1.774	13 816	1.028	$\alpha=20.8\%$	14 952	2.192	15 454	1.034

4 结论

构建双金属复合管海水海砂混凝土短柱的精细化有限元模型,通过模型对构件的破坏形态、荷载-变形关系、内力分配等性能进行研究,并开展参数分析,验证了已有相关计算公式用于预测 SSCFBT 轴压极限承载力的可行性。在研究的参数范围内(f_{yc} 为 235~460 MPa, $\sigma_{0.2s}$ 为 200~600 MPa, f_{cu} 为 30~80 MPa, α 为 8.5%~20.8%),可得到以下 4 个主要结论。

- 1) SSCFBT 短柱构件的外碳素钢管与内不锈钢管可较好共同工作,受力过程中两者未分离,且在整体构件变形达到长度的 8%时,两层钢管仅在局部发生屈曲;构件具有良好的承载变形性能。
- 2) 与传统钢管混凝土短柱的荷载-变形曲线相似,衬塑钢管海水海砂混凝土短柱的 $N-\Delta$ 曲线也可分为 3 种类型,由约束效应系数(ξ_{CFBT})决定。当 $\xi_{\text{CFBT}} < 1.26$ 时,SSCFBT 短柱构件的 $N-\Delta/L$ 曲线可归为 C 型曲线;当 $1.26 \leq \xi_{\text{CFBT}} \leq 1.65$ 时, $N-\Delta/L$ 曲线可归为 B 型曲线;当 $\xi_{\text{CFBT}} > 1.65$ 时, $N-\Delta/L$ 曲线可归为 A 型曲线。
- 3) 受力过程中,构件的内不锈钢管与核心混凝土之间的接触应力(P_1)最大值接近 14 MPa,内不锈钢管与外碳素钢管之间的接触应力(P_2)最大值接近 12 MPa,不同材料之间可组成良好的组合作用。
- 4) 采用已有不锈钢(外)-碳素钢(内)双金属复合管混凝土的计算公式可较好地预测双金属复合管海水海砂混凝土构件的轴压承载力。

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] LI Yinglei,ZHAO Xiaoling. Hybrid double tube sections utilising seawater and sea sand concrete, FRP and stainless steel[J]. Thin-Walled Structures,2020,149:106643. DOI:10.1016/j.tws.2020.106643.

[3] AHMED A, GUO Shuaicheng, ZHANG Zuhua, *et al.* A review on durability of fiber reinforced polymer (FRP) bars reinforced seawater sea sand concrete[J]. Construction and Building Materials, 2020, 256:119484. DOI:10. 1016/j. conbuildmat. 2020. 119484.

[4] SUN Junzu, WEI Yimiao, WANG Zhiyuan, *et al.* A new composite column of FRP-steel-FRP clad tube filled with seawater sea-sand coral aggregate concrete: Concept and compressive behavior[J]. Construction and Building Materials, 2021, 301:124096. DOI:10. 1016/j. conbuildmat. 2021. 124096.

[5] WANG Gaofei, WEI Yang, MIAO Kunting, *et al.* Axial compressive behavior of seawater sea-sand coral aggregate concrete-filled circular FRP-steel composite tube columns[J]. Construction and Building Materials, 2022, 315: 125737. DOI:10. 1016/j. conbuildmat. 2021. 125737.

[6] WEI Yang, XU Pengfei, ZHANG Yirui, *et al.* Compressive behaviour of FRP-steel wire mesh composite tubes filled with seawater and sea sand concrete[J]. Construction and Building Materials, 2022, 314:125608. DOI:10. 1016/j. conbuildmat. 2021. 125608.

[7] ZHANG Kaijian, ZHANG Qingtian, XIAO Jianzhuang. Durability of FRP bars and FRP bar reinforced seawater sea sand concrete structures in marine environments[J]. Construction and Building Materials, 2022, 350:128898. DOI: 10. 1016/j. conbuildmat. 2022. 128898.

[8] GUO Xiangke, XIONG Chuansheng, JIN Zuquan, *et al.* A review on mechanical properties of FRP bars subjected to seawater sea sand concrete environmental effects[J]. Journal of Building Engineering, 2022, 58:105038. DOI:10. 1016/j. jobe. 2022. 105038.

[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 behavior[J]. Thin-Walled Structures, 2017, 119:839-850. DOI:10. 1016/j. tws. 2017. 08. 007.

[11] YE Yong, ZHANG Shijiang, HAN Linhai, *et al.* Square concrete-filled stainless steel/carbon steel bimetallic tubular stub columns under axial compression[J]. Journal of Constructional Steel Research, 2018, 146:49-62. DOI:10. 1016/j. jcsr. 2018. 03. 015.

[12] ZHANG Shijiang, GUO Zixiong, MA Danyang, *et al.* Performance of concrete-filled bimetallic tube short columns under eccentric compression: Experimental investigation[J]. Journal of Constructional Steel Research, 2021, 181: 106626. DOI:10. 1016/j. jcsr. 2021. 106626.

[13] YE Yong, ZHANG Shijiang, ZHOU Kan, *et al.* Numerical study on behavior of eccentrically loaded concrete-filled bimetallic tubes[J]. Structures, 2022, 36:935-950. DOI:10. 1016/j. istruc. 2021. 12. 053.

[14] JIANG Hang, YE Yong, MIAO Wei, *et al.* Hysteretic behavior of concrete-filled bimetallic tube (CFBT) columns under combined loads[J]. Structures, 2023, 47:1396-1407. DOI:10. 1016/j. istruc. 2022. 11. 139.

[15] XIE Wenchao, YE Yong, JIANG Hang, *et al.* Numerical investigation and calculation method of concrete-filled bimetallic tubes subjected to concentric tension[J]. Structures, 2023, 56:104910. DOI:10. 1016/j. istruc. 2023. 104910.

[16] 叶勇, 苗伟, 张世江, 等. 双金属复合管混凝土构件受弯滞回性能研究[J]. 建筑结构学报, 2023, 44(8):110-119. DOI:10. 14006/j. jzjgxb. 2022. 0231.

[17] 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, 2022.

[18] RASMUSSEN K J R. Full-range stress-strain curves for stainless steel alloys[J]. Journal of Constructional Steel Research, 2003, 59(1):47-61. DOI:10. 1016/S0143-974X(02)00018-4.

(责任编辑: 黄晓楠 英文审校: 方德平)