

文章编号:1673-2049(2015)04-0092-07

方中空夹层钢管混凝土横向局压性能研究

杨有福,孟春媛

(大连理工大学 海岸和近海工程国家重点实验室,辽宁 大连 116024)

摘要:为研究方中空夹层钢管混凝土的横向局压性能,利用 ABAQUS 软件建立了非线性有限元分析模型,同时以压杆与试件外边长比和空心率为参数,进行了 6 个试件的试验研究,分析比较了试件破坏形态、荷载-位移曲线、荷载-应变曲线和承载力模拟结果与试验结果的差异及其产生的原因。结果表明:横向局压荷载作用下方中空夹层钢管混凝土具有较好的力学性能;有限元模拟得到的方中空夹层钢管混凝土横向局压性能总体上与试验结果吻合良好。

关键词:方中空夹层钢管混凝土;横向局压;试验研究;有限元分析

中图分类号:TU375 **文献标志码:**A

Research on Performance of Square CFDST Under Lateral Partial Compression

YANG You-fu, MENG Chun-yuan

(State Key Laboratory of Coastal and Offshore Engineering, Dalian University of Technology,
Dalian 116024, Liaoning, China)

Abstract: To investigate the performance of square concrete-filled double-skin steel tube (CFDST) under lateral partial compression, a nonlinear finite element analysis model was developed by using ABAQUS software. At the same time, six specimens with the variation of width ratio between bearing member and specimen and hollow ratio were tested. The failure pattern, load-displacement curve, load-strain curve and bearing capacity of the specimens were compared with the tested results and the causes of the differences between simulation results and tested results were also analyzed. The results show that square CFDST under lateral partial compression has good mechanical behavior, and the predicted responses of square CFDST under lateral partial compression by the finite element simulation are generally in good agreement with the tested results.

Key words: square concrete-filled double-skin steel tube; lateral partial compression; experiment research; finite element analysis

0 引言

中空夹层钢管混凝土 (Concrete-filled Double-skin Steel Tube, CFDST) 是一种在普通钢管混凝土的基础上发展而来的新型组合结构,它由同心放

置的内、外钢管及它们之间的夹层混凝土组成。中空夹层钢管混凝土在秉承钢管混凝土承载力高、塑性韧性好、施工方便及抗火和抗腐蚀性能较好等优点的同时,又具有其独特的优势,如截面开展、抗弯刚度大、自重轻和抗火性能更好等^[1]。因此,中空夹

收稿日期:2015-02-07

基金项目:辽宁省自然科学基金项目(2013020125)

作者简介:杨有福(1975-),男,黑龙江哈尔滨人,教授,博士研究生导师,工学博士,E-mail:yofuyang@163.com。

层钢管混凝土可用作桥墩、海洋平台结构的支架柱、建筑物的大直径柱和其他高耸构筑物等^[1],同时中空的特点又使其在桁架和空间结构中有应用的潜力^[2-3]。当中空夹层钢管混凝土用作桁架和空间结构的弦杆时,其由于承受腹杆传来的压荷载而处于横向局压状态。中空夹层钢管混凝土的横向局压性能将直接决定桁架和空间结构节点的性能,甚至影响整体结构的安全。

自 20 世纪 90 年代以来,美、日、澳和中国学者先后对中空夹层钢管混凝土的力学性能进行了一系列试验研究和理论分析。黄宏^[4]全面汇总了各国 2006 年以前公开发表的中空夹层钢管混凝土受力性能试验成果,并利用纤维模型法和有限元方法对中空夹层钢管混凝土压弯构件的静力、动力性能进行了理论分析,提出了力学指标的简化计算方法。此外,Lu 等^[5-6]对中空夹层钢管混凝土柱的耐火性能进行了理论分析,并提出了耐火极限的简化计算方法。Huang 等^[7]进行了圆套圆和方套圆中空夹层钢管混凝土在纯扭荷载下的试验研究,并利用有限元方法分析了试件的破坏模式和扭矩-转角全过程曲线以及内、外钢管和混凝土之间的相互作用机理。Pagoulatou 等^[8]建立了圆中空夹层钢管混凝土柱在轴压荷载作用下的有限元模型,并提出了承载力简化计算公式。目前,对中空夹层钢管混凝土横向局压性能的研究未见报道,仅有加拿大^[9]、香港^[10]和本题组^[11-12]对传统钢管混凝土在横向局压荷载作用下的力学性能进行了试验研究和理论分析,并建议了承载力简化计算公式。

本文基于有限元软件 ABAQUS 建立方中空夹层钢管混凝土横向局压性能的理论分析模型,并以压杆与试件外边长比和空心率为主要参数进行横向局压荷载作用下方中空夹层钢管混凝土的试验研究。将通过模拟得到的试件破坏形态、荷载-位移曲线、荷载-应变曲线及承载力与试验结果进行比较,验证非线性有限元模型的有效性。

1 有限元模型

采用大型通用有限元软件 ABAQUS^[13]的通用分析模块,对方中空夹层钢管混凝土的横向局压力学性能进行模拟。

1.1 材料本构

对于钢材,采用 ABAQUS/Standard 模块中的塑性模型,在多轴应力状态下满足 Mises 屈服准则和各项同性的硬化准则,并服从相关流动法则。钢

材真实应力-塑性应变关系由名义应力-名义应变关系换算得到^[13]。试件由钢管冷弯制成(图 1),图 1 中, r 为弯角内半径,其单轴名义应力-名义应变(σ/ϵ)采用文献^[14]中建议的模型,并考虑弯角效应的影响。

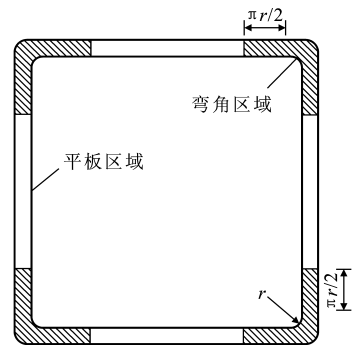


图 1 冷弯方钢管截面

Fig. 1 Cross Section of Square Cold-formed Steel Tube

冷弯钢材单轴名义应力-名义应变关系分为 4 个阶段,各阶段的数学表达式为

$$\sigma = \begin{cases} E_s \epsilon & \epsilon \leq \epsilon_e \\ f_p + E_{s1} (\epsilon - \epsilon_e) & \epsilon_e < \epsilon \leq \epsilon_{e1} \\ f_{ym} + E_{s2} (\epsilon - \epsilon_{e1}) & \epsilon_{e1} < \epsilon \leq \epsilon_{e2} \\ f_y + E_{s3} (\epsilon - \epsilon_{e2}) & \epsilon > \epsilon_{e2} \end{cases} \quad (1)$$

式中: f_y 为钢材屈服强度; E_s 为钢材弹性模量; E_{s1} , E_{s2} , E_{s3} 分别为各段斜率; $f_p = 0.75 f_y$; $f_{ym} = 0.875 f_y$; $\epsilon_e = 0.75 f_y / E_s$; $\epsilon_{e1} = \epsilon_e + 0.125 f_y / E_{s1}$; $\epsilon_{e2} = \epsilon_{e1} + 0.125 f_y / E_{s2}$ 。

钢管杆按弹性材料选取,其弹性模量为 2.06×10^5 MPa,泊松比为 0.3。

对于混凝土,采用 ABAQUS 中的塑性损伤模型,其单轴应力-应变($\sigma' - \epsilon'$)曲线采用文献^[15]中建议的模型,具体如下

$$\frac{\sigma'}{f'_c} = \begin{cases} 2x - x^2 & x \leq 1 \\ \frac{x}{\omega(x-1)^\eta + x} & x > 1 \end{cases} \quad (2)$$

其中

$$x = \epsilon' / \epsilon_0$$

$$\epsilon_0 = (1.300 + 12.5 f'_c + 800 \xi^{0.2}) \times 10^{-6}$$

$$\omega = (f'_c)^{0.1} / (3\sqrt{1+\xi})$$

$$\eta = 1.6 + 1.5/x$$

式中: f'_c 为混凝土圆柱体抗压强度; ξ 为约束效应系数^[4]; ϵ_0 为峰值应变。

1.2 单元类型和网格划分

采用四节点线性减缩积分壳单元(S4R)模拟内、外方钢管,在壳单元厚度方向采用 9 个积分点的

Simpson 积分。采用八节点线性减缩积分格式三维实体单元(C3D8R)模拟夹层混凝土和压杆。同时,在长度方向对试件中部 2 倍压杆外边长范围内的网格局部进行加密,并使各接触界面单元节点重合以保证收敛速度,单元划分与边界条件见图 2。

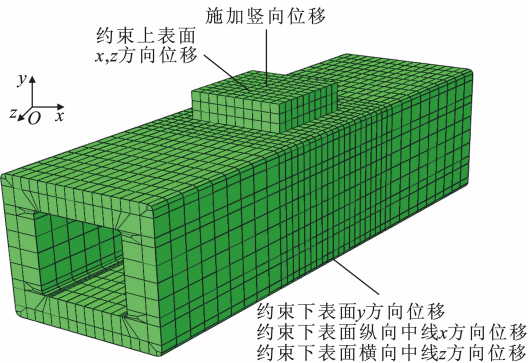


图 2 单元划分与边界条件

Fig. 2 Element Division and Boundary Conditions

1.3 接触定义

与普通钢管混凝土类似^[15],假定内、外方钢管与夹层混凝土之间界面及压杆与外钢管之间界面的接触由法向硬接触和切向粘结滑移组成,即法向接触压力能够完全在界面之间传递,当接触压力为负

值或 0 时,接触面之间无相互作用;切向粘结滑移采用库仑摩擦模型^[13],钢管与混凝土及压杆与钢管之间的界面摩擦因数分别取为 0.6 和 0.3。

1.4 边界条件

本文横向局压荷载作用下方中空夹层钢管混凝土有限元模型的边界条件如图 2 所示,约束压杆上表面 x, z 方向的位移和构件下表面 y 方向的位移以及下表面纵向中线 x 方向的位移和横向中线 z 方向的位移。

在有限元模拟时采用位移控制加载,即在压杆顶部分步施加竖向位移 Δ_v 。同时,采用牛顿迭代算法获得横向局压荷载作用下方中空夹层钢管混凝土的力学响应。

2 试验概况

本文共设计了 6 个横向局压荷载作用下方中空夹层钢管混凝土试件,主要参数为压杆与试件外边长比 $\beta(\beta=b/b_0, b, b_0$ 分别为压杆和试件的截面外边长)和空心率 χ ^[4],试件参数见表 1,其中, b_i 为内钢管外边长, N_{ue}, N_{uc} 分别为试件承载力试验值和有限元计算值。

表 1 试件参数

Tab. 1 Parameters of Specimens

| 试件编号 | b_0/mm | b_i/mm | b/mm | χ | β | N_{ue}/kN | N_{uc}/kN | $N_{uc}N_{ue}^{-1}$ |
|------------|-----------------|-----------------|---------------|--------|---------|--------------------|--------------------|---------------------|
| S0.6(0.6) | 240 | 140 | 145 | 0.60 | 0.6 | 898.4 | 1 173.4 | 1.306 |
| S0.6(0.5) | 240 | 140 | 120 | 0.60 | 0.5 | 619.4 | 940.1 | 1.518 |
| S0.6(0.4) | 240 | 140 | 95 | 0.60 | 0.4 | 507.0 | 809.5 | 1.597 |
| S0.45(0.6) | 240 | 105 | 145 | 0.45 | 0.6 | 1 223.7 | 1 544.1 | 1.262 |
| S0.3(0.6) | 240 | 70 | 145 | 0.30 | 0.6 | 2 127.5 | 2 070.6 | 0.973 |
| S0(0.6) | 240 | | 145 | 0.00 | 0.6 | 2 944.9 | 2 773.2 | 0.942 |

内、外方钢管均由两半冷弯 U 形钢板对焊而成,在钢管制作过程中进行了严格的质量控制,以保证钢管壁的平整及方钢管四面外边长相等。内钢管和外钢管的壁厚 t_i 和 t_o 分别为 3.05 mm 和 3.95 mm。钢材材性按标准试验方法测定,内、外钢管的屈服强度分别为 390.5 MPa 和 442.4 MPa,弹性模量分别为 1.84×10^5 MPa 和 1.91×10^5 MPa,泊松比分别为 0.269 和 0.276。所有试件的两端均未设置端板。内、外钢管之间的夹层灌注自密实混凝土,其配合比为:水泥 $380 \text{ kg} \cdot \text{m}^{-3}$,粉煤灰 $170 \text{ kg} \cdot \text{m}^{-3}$,石子 $840 \text{ kg} \cdot \text{m}^{-3}$,砂 $840 \text{ kg} \cdot \text{m}^{-3}$,水 $173 \text{ kg} \cdot \text{m}^{-3}$,减水剂 $11.0 \text{ kg} \cdot \text{m}^{-3}$ 。自密实混凝土的坍落度为 250 mm,坍落扩展度为 530 mm。28 d 和试验时混凝土立方体抗压强度分别为 52.4 MPa 和 59.4 MPa,弹性模量为 3.45×10^4 MPa。

试验在 1 000 t 压力试验机上进行。横向局压荷载通过高强钢材加工而成的方形实心压杆施加于试件上,且压杆的中心与试件上表面的中心重合,加载示意如图 3 所示。整个加载过程由计算机自动控制。压杆与试件上表面之间为硬接触,压杆长度 L_1 为 80 mm。

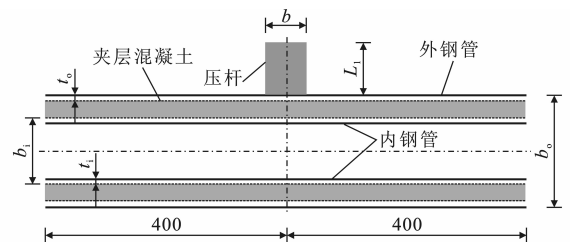


图 3 加载示意(单位:mm)

Fig. 3 Schematic Diagram of Loading (Unit:mm)

为了较准确地观测试件关键位置变形的发展过程,在试件侧面中点对称布置了 2 个位移计,以测量该位置试件的侧向位移 Δ ,同时在试验机的下加载板对称布置 2 个位移计,以测量试件的竖向位移 Δ ,试验过程中保证 2 对位移计的位置准确且严格对称。位移测点布置如图 4 所示。此外,还在试件上表面压杆附近布置了应变片,如图 5 所示。

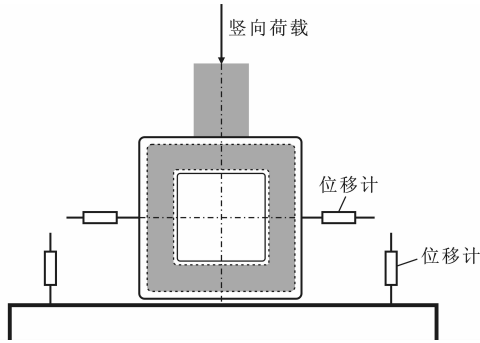


图 4 位移测点布置

Fig. 4 Arrangement of Displacement Measuring Points

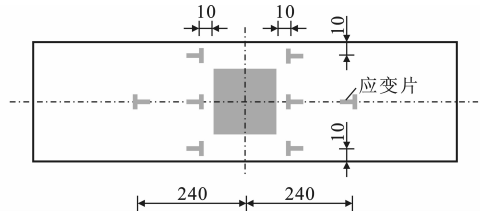


图 5 应变片布置(单位:mm)

Fig. 5 Arrangement of Strain Gauges (Unit:mm)

试验结束后比较了外钢管、内钢管和夹层混凝土的破坏形态。结果表明,与横向局压普通方钢管混凝土类似^[12],外钢管上表面与压杆接触边缘被剪断。 β 对外钢管的破坏形态影响较大,随着 β 的减小,外钢管侧向鼓曲的范围及最大鼓曲变形逐渐减小,此外,对于 $\beta=0.4$ 的试件,其外钢管未发生明显鼓曲,且与压杆边缘接触的钢管壁被完全剪断。随着 χ 的减小,外钢管的侧向鼓曲也有减小的趋势,但总体变化不大。内钢管的破坏形态与横向局压空钢管的破坏形态类似^[16],即压杆正下方钢管上翼缘屈服破坏,同时钢管腹板发生内凹屈服破坏。此外,除试件 S0.6(0.4) 外,夹层混凝土的破坏形态与横向局压普通方钢管混凝土的核心混凝土类似^[12],即混凝土在钢管剪断部位发生剪切引起的局部破坏(向下滑移)并在四角出现受拉开裂,同时混凝土在钢管侧向鼓曲部位破坏。对于试件 S0.6(0.4),由于其 b/b_1 较小,内钢管的破坏主要发生在上翼缘,故引起混凝土出现较大塑性变形而发生明显的剪切破坏。

全部试件的承载力试验值 N_{uc} 见表 1,由表 1 可见,横向局压方中空夹层钢管混凝土的承载力随 β 的减小而减小,随 χ 的减小而增大。

3 模拟结果与试验结果比较

3.1 破坏形态

图 6~8 分别给出了有限元模拟得到的外钢管、

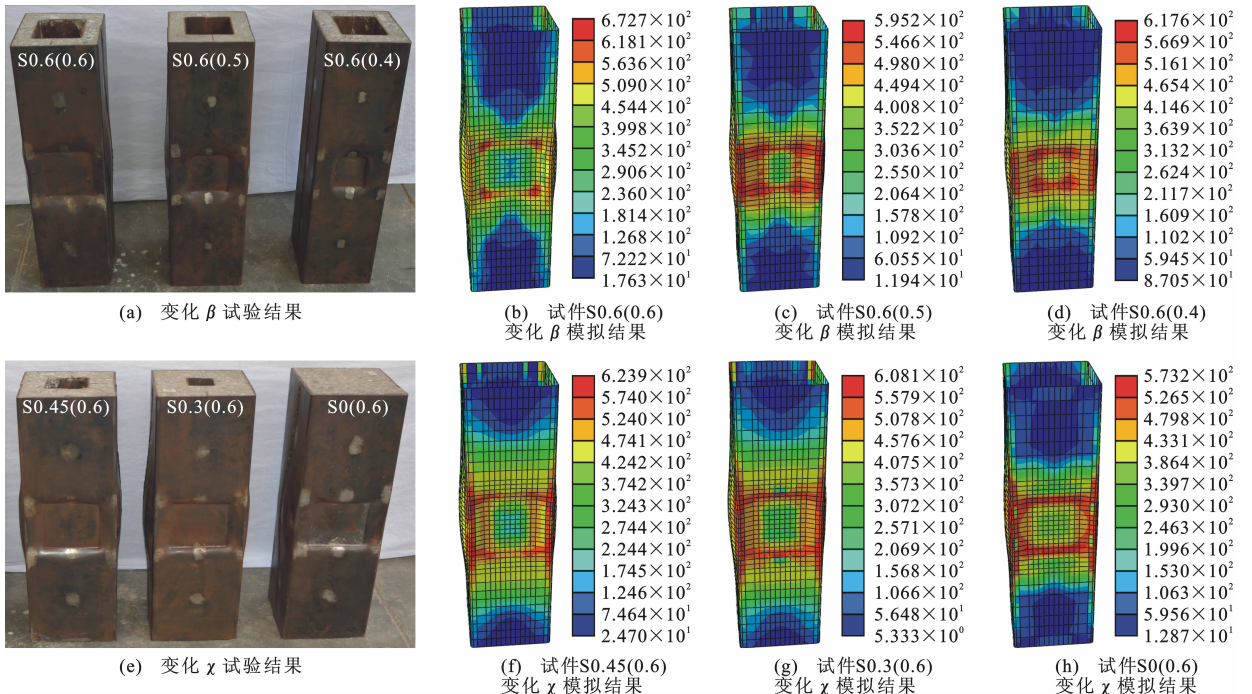


图 6 外钢管破坏形态模拟结果与试验结果比较(单位:MPa)

Fig. 6 Comparisons of Failure Patterns of Outer Steel Tube Between Simulated and Tested Results (Unit:MPa)

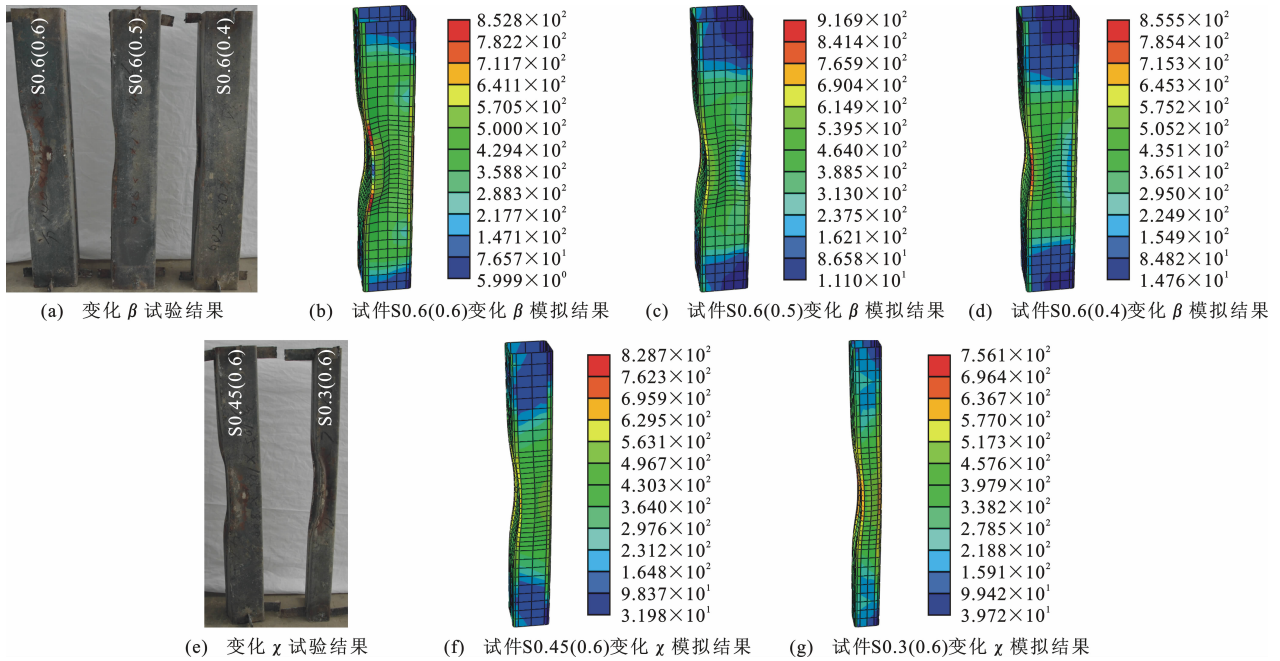


图7 内钢管破坏形态模拟结果与试验结果比较(单位:MPa)

Fig. 7 Comparisons of Failure Patterns of Inner Steel Tube Between Simulated and Tested Results (Unit:MPa)

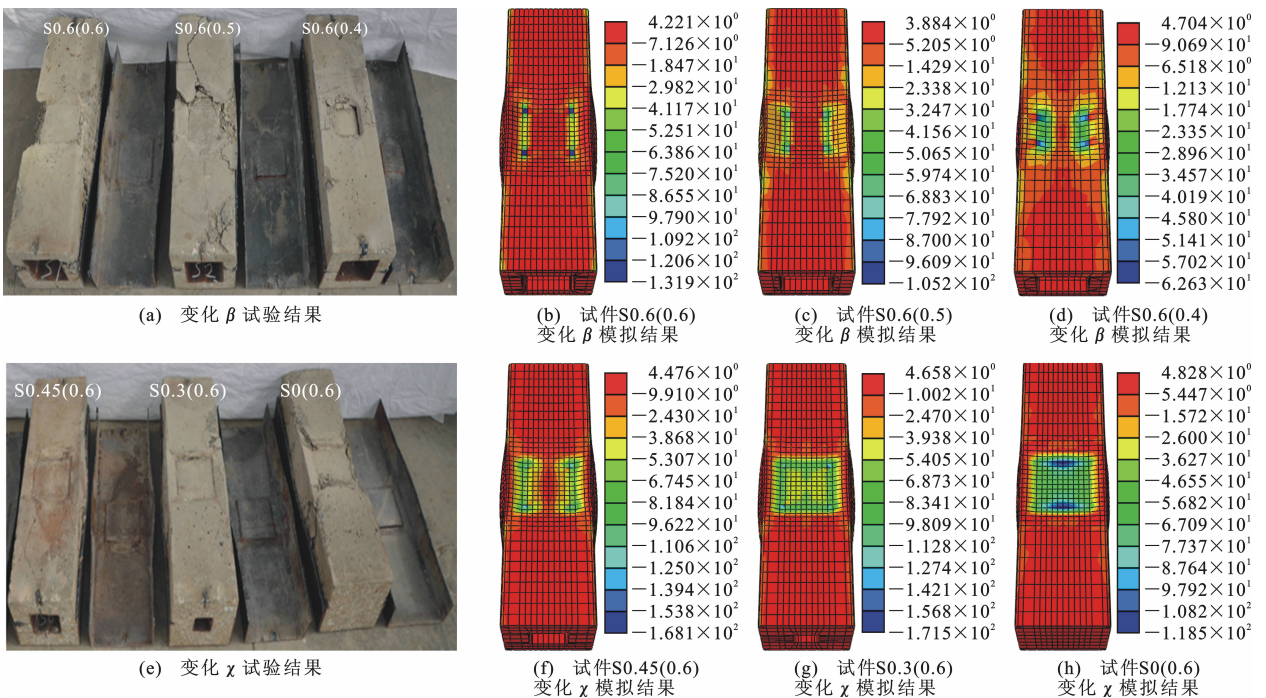


图8 混凝土破坏形态模拟结果与试验结果比较(单位:MPa)

Fig. 8 Comparisons of Failure Patterns of Concrete Between Simulated and Tested Results (Unit:MPa)

内钢管和夹层混凝土的破坏形态与试验结果比较。

由图6~8可见,有限元模拟结果基本再现了试件各组成部分的破坏特点,即试件内、外钢管在其中部压杆作用位置产生下凹变形,外钢管侧面向外鼓曲,而内钢管向内鼓曲,且夹层混凝土在外钢管侧面鼓曲部位外凸。然而,由于本文有限元模型中材料的连续性,无法模拟出压杆边缘处外钢管剪断及混

凝土开裂破坏的特征,但可以根据应力云图判断外钢管剪断和混凝土开裂的位置。

3.2 荷载-位移曲线

图9为横向局压方中空夹层钢管混凝土荷载-位移曲线有限元模拟结果与试验结果比较。由图9可见,在曲线的上升段,模拟结果与试验结果的趋势基本一致,但模拟得到的曲线刚度偏大,这主要

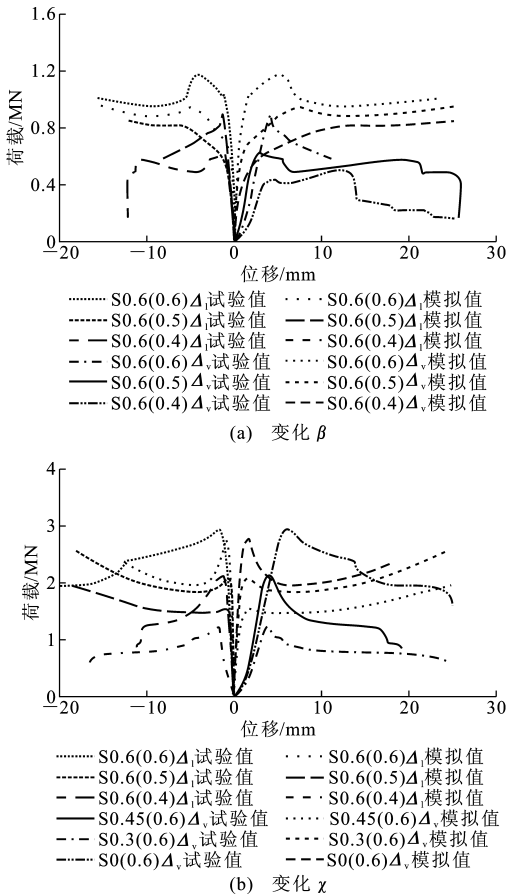


图 9 荷载-位移曲线模拟结果与试验结果比较
Fig. 9 Comparisons of Load-displacement Curves Between Simulated and Tested Results

是由于混凝土初始裂缝和可能的加载偏心等缺陷无法体现在有限元模型中。此外,在曲线达到峰值后阶段,模拟结果与试验结果差别较大,这主要是由于目前的模型无法准确模拟外钢管剪断的特征,同时,由于外钢管在压杆附近的薄膜效应和钢材的应变强化,模拟承载力在后期仍继续增大。

3.3 荷载-应变曲线

有限元模拟得到的试件 S0.6(0.6)各测点的荷载-应变曲线与试验结果比较如图 10 所示,其中试验结果为各对称点的平均值,应变以受拉为正,受压为负。由图 10 可见,与荷载-位移曲线类似,模拟得到的荷载-应变曲线与实测荷载-应变曲线的变化趋势较为接近,但具体数值有一定差别,除了第 3.2 节中的初始缺陷无法在有限元模型中全部体现导致误差以外,应变片在粘贴过程中产生的方向和位置的偏差也可能是导致模拟荷载-应变曲线与实测结果有差异的原因。

3.4 承载力

有限元模拟得到的横向局压方中空夹层钢管混

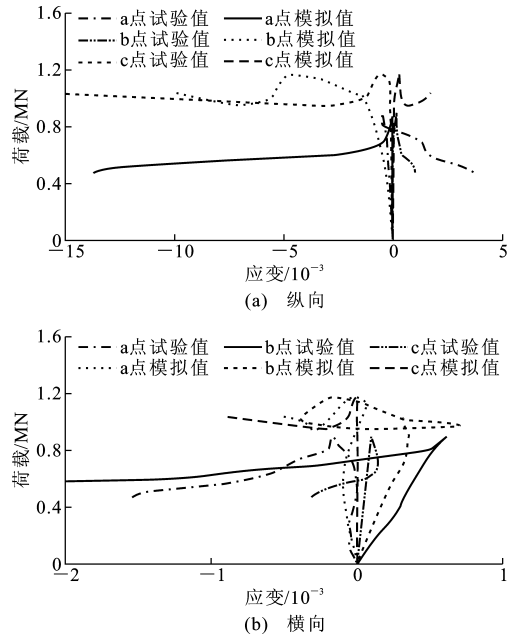


图 10 试件 S0.6(0.6)荷载-应变曲线模拟结果与试验结果比较

Fig. 10 Comparisons of Load-strain Curves of Specimen S0.6(0.6) Between Simulated and Tested Results

凝土的承载力 N_{uc} 见表 1。图 11 中给出了承载力有限元计算结果与试验值的比较。由图 8 和表 1 还可见,对于空心率大于等于 0.45 的试件,模拟结果高于试验结果,主要是由于有限元模型无法准确模拟试件存在的初始缺陷,而对于空心率小于等于 0.3 的试件,模拟结果与试验结果吻合较好。

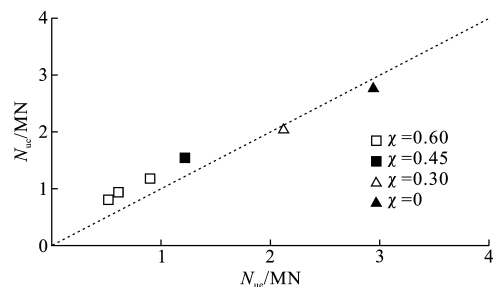


图 11 承载力计算结果与试验结果比较
Fig. 11 Comparison of Bearing Capacities Between Calculated and Experiment Results

4 结 语

- (1) 基于有限元软件 ABAQUS 建立了横向局压荷载作用下方中空夹层钢管混凝土的理论模型。
- (2) 对 6 个横向局压方中空夹层钢管混凝土进行了试验研究,结果表明,试件具有良好的力学性能, β 和 χ 对试件的破坏形态、荷载-位移曲线和承载力均有影响。

(3)有限元模拟结果基本再现了试件的破坏形态,但由于模型无法准确模拟试件的初始缺陷及外钢管剪断,导致有限元模拟得到的荷载-位移曲线、荷载-应变曲线和承载力与试验结果存在一定偏差。

参考文献:

References:

- [1] ZHAO X L, HAN L H. Double Skin Composite Construction[J]. Progress in Structural Engineering and Materials, 2006, 8(3): 93-102.
- [2] WARDENIER J, KUROBANE Y, PACKER J A, et al. Design Guide for Circular Hollow Section (CHS) Joints Under Predominantly Static Loading [M]. 2nd ed. Rheinland: CIDECT, 2008.
- [3] American Petroleum Institute. Recommended Practice for Planning, Designing and Constructing Fixed Off-shore Platforms: Working Stress Design [M]. Washington DC: American Petroleum Institute, 2007.
- [4] 黄 宏. 中空夹层钢管混凝土压弯构件的力学性能研究[D]. 福州: 福州大学, 2006.
HUANG Hong. Behavior of Concrete Filled Double-skin Steel Tubular Beam-columns [D]. Fuzhou: Fuzhou University, 2006.
- [5] LU H, ZHAO X L, HAN L H. FE Modelling and Fire Resistance Design of Concrete Filled Double Skin Tubular Columns [J]. Journal of Constructional Steel Research, 2011, 67(11): 1733-1748.
- [6] YANG Y F, HAN L H. Concrete-filled Double-skin Tubular Columns Under Fire [J]. Magazine of Concrete Research, 2008, 60(3): 211-222.
- [7] HUANG H, HAN L H, ZHAO X L. Investigation on Concrete Filled Double Skin Steel Tubes (CFDSTs) Under Pure Torsion [J]. Journal of Constructional Steel Research, 2013, 90(5): 221-234.
- [8] PAGOULATOU M, SHEEHAN T, DAI X H, et al. Finite Element Analysis on the Capacity of Circular Concrete-filled Double-skin Steel Tubular (CFDST) Stub Columns [J]. Engineering Structures, 2014, 72: 102-112.
- [9] PACKER J A. Concrete-filled HSS Connections [J]. Journal of Structural Engineering, 1995, 121(3): 458-467.
- [10] FENG R, YOUNG B. Design of Concrete-filled Stainless Steel Tubular Connections [J]. Advances in Structural Engineering, 2010, 13(3): 471-492.
- [11] HOU C, HAN L H, ZHAO X L. Concrete-filled Circular Steel Tubes Subjected to Local Bearing Force: Finite Element Analysis [J]. Thin-walled Structures, 2014, 77: 109-119.
- [12] YANG Y F, HOU C, WEN Z, et al. Experimental Behaviour of Square CFST Under Local Bearing Forces [J]. Thin-walled Structures, 2014, 74: 166-183.
- [13] ABAQUS. ABAQUS/Standard User's Manual; Version 6. 7 [M]. Palo Alto: ABAQUS, 2007.
- [14] SIVAKUMARAM K S, ABDEL-RAHMAN N. Material Properties Models for Analysis of Cold-formed Steel Members [J]. Journal of Structural Engineering, 1997, 123(9): 1135-1143.
- [15] 文 竹. 方钢管混凝土横向局压性能研究 [D]. 大连: 大连理工大学, 2014.
WEN Zhu. Study on Behaviour of Square CFST Under Transverse Local Compression [D]. Dalian: Dalian University of Technology, 2014.
- [16] ZHAO X L, WILKINSON T, HANCOCK G. Cold-formed Tubular Members and Connections; Structural Behaviour and Design [M]. Oxford: Elsevier, 2005.