

刘彪,王秋维.空心率对中空夹层钢管混凝土柱撞击性能的影响[J].长安大学学报(自然科学版),2025,45(6):58-73.

LIU Biao, WANG Qiu-wei. Effect of hollow ratio on impact performance of concrete-filled double-skin steel tubular[J]. Journal of Chang'an University (Natural Science Edition), 2025, 45(6): 58-73.

DOI:10.19721/j.cnki.1671-8879.2025.06.005

空心率对中空夹层钢管混凝土柱撞击性能的影响

刘彪¹,王秋维^{1,2}

(1. 西安建筑科技大学 土木工程学院,陕西 西安 710055; 2. 西安建筑科技大学
结构工程与抗震教育部重点实验室,陕西 西安 710055)

摘要:为研究横向撞击下空心率对中空夹层钢管混凝土(CFDST)结构抗撞击性能的影响,利用 ABAQUS 建立考虑空心率的 CFDST 构件横向撞击模型,通过已有 CFDST 和钢管混凝土构件撞击试验验证有限元模型的精确性。在数值模拟的基础上,明晰撞击后 CFDST 试件的破坏模式及撞击各阶段的受力机理,研究不同空心率下 CFDST 试件的撞击力-时程曲线、撞击力平台值、跨中整体(局部)变形、稳固性及耗能等抗撞击性能,提出内置圆钢管 CFDST 构件跨中整体变形计算模型。研究表明:CFDST 试件跨中整体变形随空心率增大而减小,而局部变形呈增大趋势;空心率从 0 增加至 75%,整体变形最大减小约 20%;试件撞击平台值在空心率为 25%时达到最大;CFDST 构件的耗能能力受空心率影响显著,空心率越大的试件耗能能力越大,CFDST 构件稳固性随空心率增大降低约 10%,吸能系数增大约 32.4%;CFDST 构件跨中整体变形小于钢管混凝土构件,且内置圆钢管的 CFDST 构件抗撞击性能明显优于内置方钢管构件;基于刚塑性模型和移行铰理论推导建立的内置圆钢管 CFDST 构件跨中整体变形计算式,能够精准计算撞击作用下构件的跨中整体变形,计算相对误差在 15%之内,提出的计算公式能够为工程中该类结构的设计提供理论依据。

关键词:桥梁工程;中空夹层钢管混凝土;变形计算;撞击性能;空心率

中图分类号:U441 **文献标志码:**A **文章编号:**1671-8879(2025)06-0058-16

Effect of hollow ratio on impact performance of concrete-filled double-skin steel tubular

LIU Biao¹, WANG Qiu-wei^{1,2}

(1. College of Civil Engineering, Xi'an University of Architecture and Technology, Xi'an 710055, Shaanxi, China;

2. Key Lab of Structural Engineering and Earthquake Resistance, Ministry of Education,
Xi'an University of Architecture and Technology, Xi'an 710055, Shaanxi, China)

Abstract: To study the effect of hollow ratio on the impact performance of concrete-filled double-skin steel tubular (CFDST) under lateral impacts, ABAQUS was used to establish a transverse impact model of CFDST members under considering the hollow ratio. The accuracy of the finite

收稿日期:2025-05-23

基金项目:国家自然科学基金项目(52178505);陕西省教育厅协同创新中心项目(23JY043);

陕西省自然科学基金基础研究计划项目(2025JC-YBMS-464)

作者简介:刘彪(1996-),男,甘肃平凉人,工学博士研究生,E-mail:liubiao@xauat.edu.cn.

通信作者:王秋维(1982-),女,陕西西安人,教授,博士研究生导师,E-mail:wangqw0716@163.com.

element model was verified by impact tests of existing hollow sandwich CFDST and concrete-filled steel tube specimens. Based on accurate numerical simulation, the damage modes and force mechanisms at each impact stage of the CFDST specimens, force-time curves, deformations and energy absorptions of CFDSTs with different hollow ratios were investigated. A calculation model for the overall mid-span deformation of CFDST members with embedded circular steel tubes was proposed. The results show that the overall mid-span deformation of CFDST specimens decreases with the increase of hollow rate, while the local deformation increases. With the increase of hollow ratio from 0 to 75%, the overall deformation reduces about 20%. The impact plateau reaches the maximum value when the hollow ratio is 25%. The energy dissipation performance of CFDST is significantly affected by the hollow ratio, specimens with large hollow ratio have greater energy consumption capacity. The stability of CFDST specimens decreases by approximately 10% with the increase of hollow rate, while the energy absorption coefficient can increase by up to 32.4%. The overall mid-span deformation of CFDST specimens is significantly smaller than the concrete-filled steel tube, and the impact resistance of CFDST specimens with built-in circular steel tube is obviously better than CFDST specimens with built-in square steel tube. The calculation formula of CFDST specimens with built-in circular steel tube mid-span deformation based on the rigid-plastic model and moving hinge theory can accurately calculate the mid-span deformation of CFDST under the impact, and the relative error of the calculation is within 15%. The proposed calculation formula provides a theoretical basis for the design of such structures in engineering applications. 3 tabs, 19 figs, 26 refs.

Key words: bridge engineering; CFDST; calculation of deformation; impact performance; hollow ratio

0 引言

中空夹层钢管混凝土构件(Concrete Filled Double-Skin Steel Tubular, CFDST)是将内与外钢管同心放置,在内、外钢管之间填充混凝土形成的新型组合结构。因其具有质量轻、稳定性好、耗能优越及较强抗弯性能^[1-3]等优异力学性能,已广泛应用于大跨度桥梁结构以及各种高层结构中。随着科技和城市化快速发展,交通运营状况日益复杂化,导致桥梁及高层结构等遭受撞击的可能性越来越大,对人民的生命财产造成极大威胁,因此对 CFDST 结构在撞击作用下^[4-5]力学性能研究显得尤为重要。服役于实际环境中的结构不可避免要经受外部环境中各种随机荷载(车辆、温度及撞击荷载等)作用。其中,撞击是结构在服役中遇到最普遍的随机荷载,如桥梁钢管混凝土桥墩、输电塔等被汽车、轮船、流冰等碰撞。

基于此,学者对钢管混凝土结构在低速撞击下的力学性能展开诸多有益研究。Zeinoddini 等^[6-7]探究了钢管混凝土结构在冲击荷载下的力学性能。侯川川等^[8]研究了撞击能量、截面含钢

率及混凝土强度等对钢管混凝土柱抗撞性能的影响,结果表明撞击能量、含钢率对结构的抗撞性能影响较大,而混凝土强度影响不明显。Jiang 等^[9-11]研究了中空夹层钢管混凝土在侧向撞击下的力学性能,研究发现 CFDST 构件抗撞性能明显优于钢管混凝土构件;史艳丽等^[12]通过方套圆中空夹层钢管混凝土组合构件横向撞击试验得出:构件局部凹陷程度、跨中残余挠度及撞击持续时间均随撞击高度的增大线性增长。学者们经过大量探究发现,CFDST 构件在撞击作用下整体变形和局部变形较严重,故王帅峰等^[13]基于动力放大系数和等效单自由度方法提出了该构件的抗撞承载力计算公式。得益于实际工程的广泛应用,处于实际服役温度下钢管混凝土的抗撞性能也逐渐被探究,胡文伟等^[14-15]研究了高温作用下钢管混凝土构件的抗撞性能,得出构件在高温与撞击联合下抗撞性能显著下降,受火时间对构件的跨中挠度、撞击时程、撞击力和截面弯矩影响明显。王丙斌等^[16]研究了空心率对 CFDST 组合柱耐撞性能的影响。上述研究表明,目前研究集中在撞击荷载对钢管混凝土(CFST)和 CFDST 结构

整体撞击性能的影响,而对于空心截面形式的设置以及空心率对 CFDST 构件撞击力学性能的影响研究较少。为丰富该类构件撞击性能的研究,同时考虑到 CFDST 构件因其良好的受力性能被广泛应用各种工程且撞击灾害频发这一现状,探究空心率和内置钢管截面形式对 CFDST 结构抗撞性能的影响,提出一种计算可靠的 CFDST 跨中整体变形计算方法去指导工程具有重要意义。

因此,本文基于已有钢管混凝土构件撞击试验,结合有限元模拟对 CFDST 构件的抗撞击性能展开研究,重点考察空心率和内置钢管截面形式对 CFDST 构件受力机理、撞击力、变形和稳固性等的影响;同时基于刚塑性模型和移行铰理论推导建立中空夹层钢管混凝土构件跨中整体变形表达式,以期该类工程应用及工程设计提供一定理论基础。

1 有限元模型建立

1.1 材料本构

钢材应力-应变采用五段式弹塑性本构^[16]。大量试验数据表明钢材在受到快速加载时,存在材料应变率效应,其屈服强度随应变率变化成正比,故本文采用 Cowper-Symonds 模型去计算钢材在应变率效应下的屈服强度,即

$$\frac{f_y^d}{f_y} = 1 + (\epsilon/D_1)^{P_1} \quad (1)$$

式中: f_y^d 、 f_y 分别为钢材在应变率为 ϵ 和静载下的屈服强度; D_1 、 P_1 均为参数, $D_1 = 6\ 844\ s^{-1}$, $P_1 = 3.91$ 。

混凝土模拟采用塑性损伤应力-应变本构^[17]。混凝土在动荷载作用下存在材料变化率效应,故在低速撞击下考虑应变率效应时,其抗压强度^[9]通常按式(2)计算,动荷载下混凝土抗拉强度如式(3)所示,即

$$\frac{f_{cd}}{f_{cs}} = \begin{cases} (\epsilon_d/\epsilon_s)^{1.026\alpha} & \epsilon_d \leq 30\ s^{-1} \\ \gamma(\epsilon_d/\epsilon_s)^{1/3} & \epsilon_d > 30\ s^{-1} \end{cases} \quad (2)$$

$$\frac{f_{td}}{f_{ts}} = \begin{cases} (\epsilon_d/\epsilon_s)^\delta & \epsilon_d \leq 1\ s^{-1} \\ \beta(\epsilon_d/\epsilon_s)^{1/3} & \epsilon_d > 1\ s^{-1} \end{cases} \quad (3)$$

式中: f_{cd} 、 f_{cs} 分别为混凝土撞击、静力下的抗压强度; ϵ_d 为变化率; $\epsilon_s = 30 \times 10^{-6}\ s^{-1}$; α 、 β 、 γ 、 δ 均为参数, $\alpha = 1/(5 + 9f_{cs}/f_{c0})$; $f_{c0} = 10\ MPa$, $\lg(\gamma) = 6.15\alpha - 2$; f_{td} 、 f_{ts} 分别为混凝土撞击、静力下的抗拉强度; $\delta = 1/(1 + 8f_{cs}/f_{c0})$, $\lg(\beta) = 6\delta - 2$ 。

1.2 有限元模型及边界条件

基于有限元 ABAQUS 建立低速横向撞击下中空夹层圆钢管混凝土构件数值模型,夹层混凝土和落锤均采用 C3D8R 单元模拟,内外钢管采用 S4R 壳单元。试验中落锤从高处做自由落体运动,在即将撞击试件时获得相应初始速度 V_0 。在钢管混凝土结构受到撞击的瞬间,强大惯性力会对数值模拟结果产生较大影响,故在有限元模拟时,为整个模型施加重力加速度。避免落锤与外钢管接触,将其设置在试件跨中正上方 $0.1\ mm$ 处,并在预定义场中赋予落锤的初速度,以此作为施加的撞击荷载。为使有限元模型与原始试验试件约束条件尽可能相近,底板-钢管连接处采用 4 组短钢板加固处理,详细边界处理以及模型见图 1(a),跨中截面 A-A 剖切见图 1(b)。图 1 中: u_x 、 u_y 和 u_z 分别为 x 、 y 和 z 方向的线位移; r_x 、 r_y 和 r_z 分别为 x 、 y 和 z 方向的转动位移。

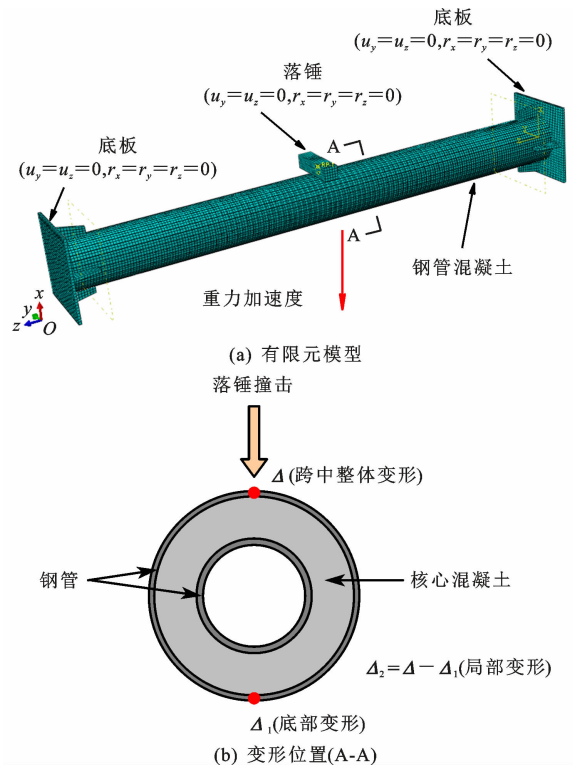


图 1 有限元模型及变形位置

Fig. 1 Finite element mode and deformation position

外钢管混凝土和落锤的临界接触面采用“通用接触”模拟,法向采用“硬接触”,切向库伦摩擦力为 0。内外钢管和混凝土界面接触采用“面对面接触”模拟,接触属性为:法向为“硬接触”,切向为罚函数,库伦摩擦因数取 0.6 ^[17],钢管混凝土与底板之间采用“绑定”模拟。

2 有限元模型验证

为保证数值模拟的可靠性,选取钢管混凝土^[8]和中空夹层钢管混凝土^[9]构件进行验证。试件 CC1、CC2 和 CC3 均采用直径为 180 mm、厚度为 3.65 mm、强度等级为 Q235 的圆钢管,核心混凝土等级为 C60。构件 S50CSL0、S76CSH0 和 S89CSM0 外管均采用直径为 114 mm,厚度为 2 mm 的 Q345 圆钢管,屈服强度为 322.1 MPa;根据空心率不同,内管直径分别为 48、76、89 mm,厚度均为 1.8 mm,夹层混凝土分别为 C40。构件参数见表 1。其中,钢管混凝土构件 CC1、CC2 和 CC3 撞击高度分别为 5.5、2.5、8.0 m。S50CSL0 表示中空夹层钢管混凝土构件的空心率为 0.46,冲击高度为 3 m;构件 S76CSH0 表示空心率为 0.69,冲击高度为 7 m;构件 S89CSM0 表示空心率为 0.81,冲击高度为 5 m。

表 1 撞击构件参数

Table 1 Parameters of impact specimens

构件编号	跨度/mm	撞击速度/ (m·s ⁻¹)	落锤 质量/kg	Δ /mm	数据来源
CC1	1 940	9.21	465	64	文献[8]
CC2	1 940	6.40	920	70	
CC3	1 940	9.67	465	91	
S50CSL0	1 800	7.60	204	52	文献[9]
S76CSH0	1 800	7.60	204	103	
S89CSM0	1 800	9.90	204	87	

2.1 破坏模式

因构件破坏模式基本一致,图 2 对比了典型构件 CC3 和 S50CSL0 试验与有限元模拟的破坏模式。由图 2 可见:构件在撞击作用下,跨中截面处产生较大挠曲变形,同时撞击处的外钢管明显凹陷且发生皱曲,支座处底部因受压发生了少量局部屈曲,构件固支处上部钢管受拉开裂,同时撞击处局部核心混凝土出现击碎,构件 S50CSL0 破坏形式基本与 CC3 相似,而在跨中撞击区域附近出现了反弯点,有限元模拟结果与试验撞击变形吻合,故表明有限元模拟钢管混凝土和 CFDST 构件的破坏模式与试验破坏模式基本一致。

2.2 时程曲线

图 3 对比了构件有限元与试验的撞击力 F (跨中整体变形 Δ) 时程曲线。由图 3 可知:有限元计算的撞击力-时程曲线与试验基本吻合;有限元计算的撞击力均存在低谷,有限元计算的撞击平台段与试验贴近;撞击前期跨中整体变形有限元计算值与试验值变化趋势吻合良好。

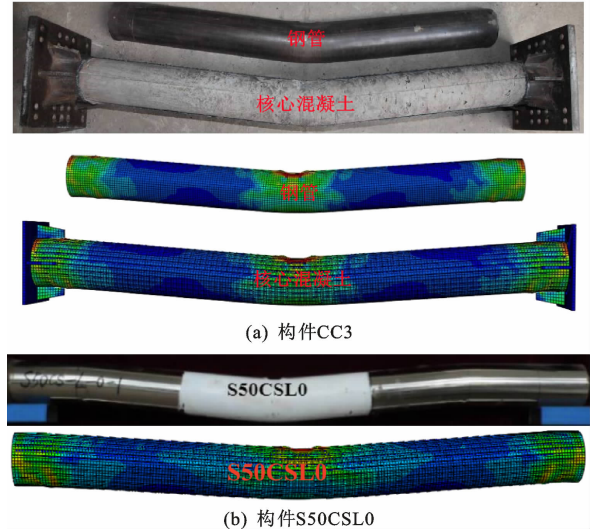


图 2 破坏模式对比

Fig. 2 Comparison of failure modes

图 4 对比了各试件有限元计算、试验的撞击时间和跨中整体变形,同时展示了撞击过程中系统能量的转化。撞击时间与跨中整体变形的有限元计算值与试验值误差均小于 10%,撞击时间和跨中整体变形有限元计算值与试验值之比的平均值分别为 0.995 和 1.058,表明有限元计算值与试验值吻合,而有限元计算的跨中整体变形略高于试验值主要是由于:①撞击过程复杂且易造成混凝土出现不同程度损伤;②构件跨中挠度模拟值与 Cowper-Symonds 模型参数取值有关,但整体两者误差较小。同时整个撞击过程能量守恒,沙漏能与内能比值在整个撞击过程均控制在 6% 以内,表明有限元计算准确。因此,本文建立的有限元模型可精确模拟撞击作用下该类构件的受力状态,可基于此方法进行计算及分析。

3 不同空心率下构件抗撞性能分析

已有研究表明,钢材屈服强度 f_y 、混凝土强度 f_c 、含钢率 α 及空心率 χ 均影响构件抗撞性能,而空心率影响最为显著^[18],且未见系统研究。因此,为研究横向撞击下空心率对钢管混凝土构件抗撞性能的影响,建立不同空心率的 CFDST 构件横向撞击模型。主要考虑空心率及内置钢管截面形式对构件抗撞性能的影响。中空夹层钢管混凝土柱的空心率可按式(4)计算,即

$$\chi = \begin{cases} \frac{d}{D-2t} & \text{内置圆钢管} \\ \frac{b}{D-2t} & \text{内置方钢管} \end{cases} \quad (4)$$

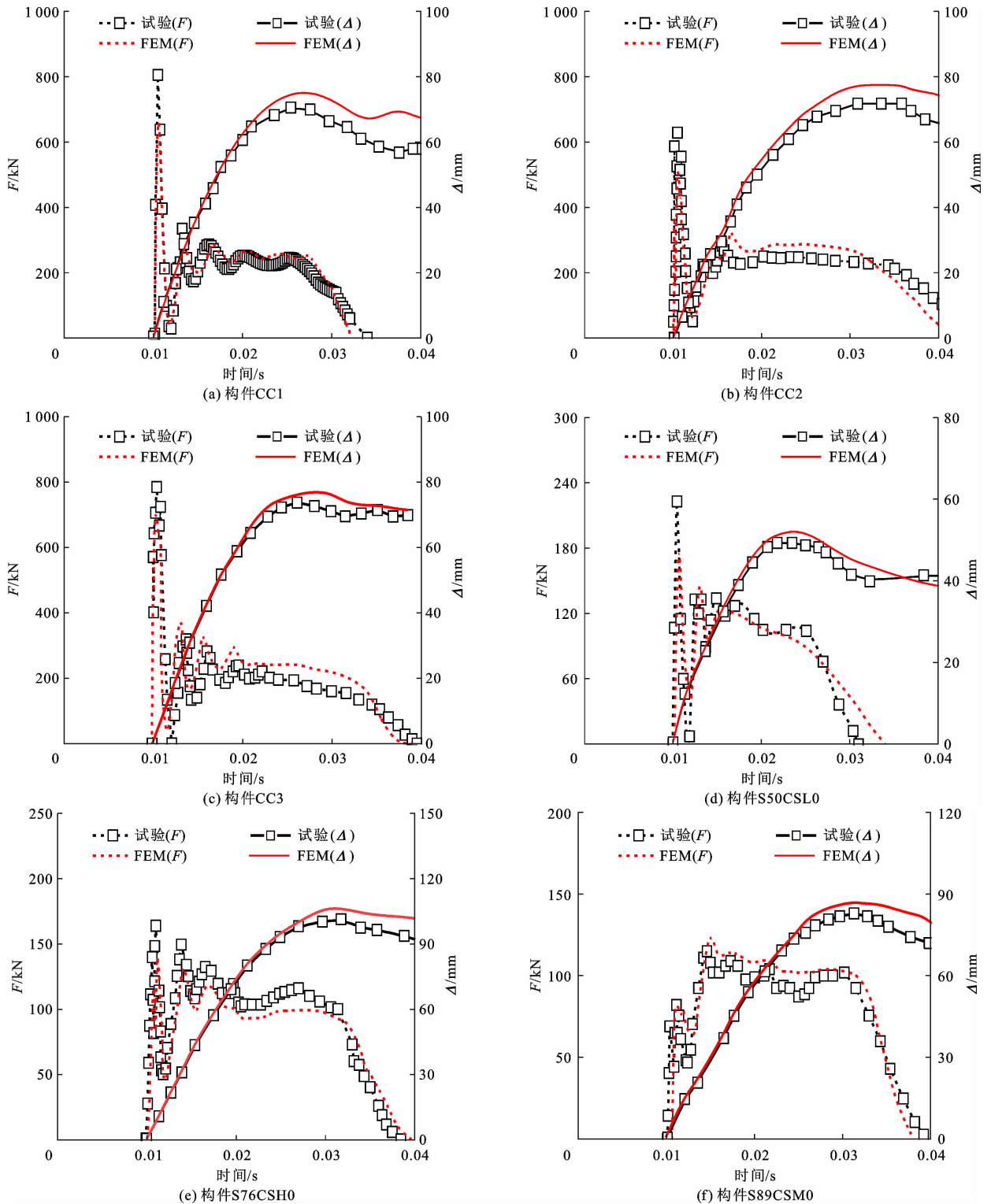


图3 时程曲线对比

Fig. 3 Comparison of time history curves

式中: d 、 b 分别为内置圆、方钢管直径、边长; D 、 t 分别为外钢管直径、壁厚。

根据工程实际及相关技术规定^[19],构件参数设计见表2。落锤初速度 $V_0=9.21$ m/s,CFDST构件有效长度 $L=1\ 940$ mm,落锤质量 $m_0=465$ kg,内

外钢管强度等级均为 Q345,中空夹层混凝土强度为 C60。其中,CFST表示钢管混凝土,CFDST表示中空夹层钢管混凝土,第一个字母 C、S表示内置截面为圆钢管、方钢管,数字代表试件空心率。CFST-0为空心率为0的钢管混凝土对照构件。CFST-C-25

表 2 构件参数设计

Table 2 Parametric design of components

构件编号	$D \times t /$ mm	$d(b) \times t /$ mm	内置 钢管形状	空心率/ %
CFST -0	180×3.65			0
CFDST-C-10	180×3.65	17×3	圆钢管	10
CFDST-C-25	180×3.65	43×3	圆钢管	25
CFDST-C-50	180×3.65	86×3	圆钢管	50
CFDST-C-75	180×3.65	130×3	圆钢管	75
CFDST-S-10	180×3.65	17×3	方钢管	10
CFDST-S-25	180×3.65	43×3	方钢管	25
CFDST-S-50	180×3.65	86×3	方钢管	50
CFDST-S-75	180×3.65	130×3	方钢管	75

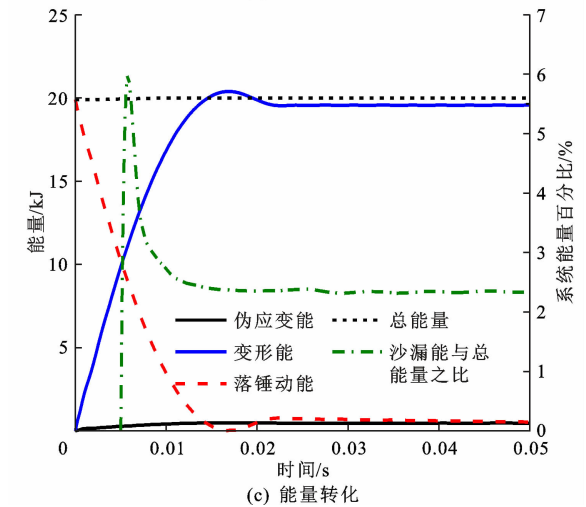
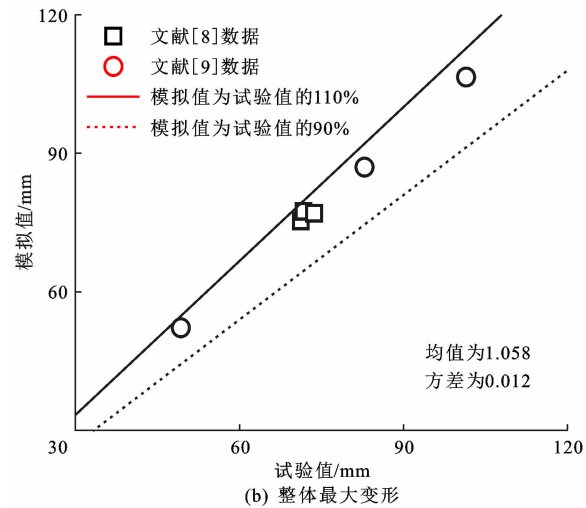
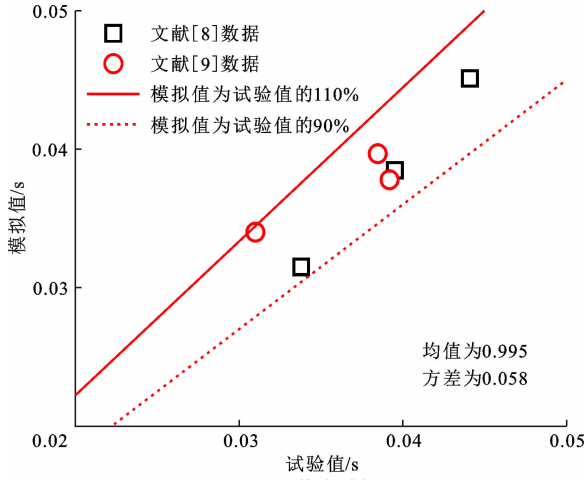


图 4 模拟和试验结果对比

Fig. 4 Comparison of simulation and test results

表示内置圆钢管且空心率为 25% 的中空夹层钢管混凝土构件,其他类似。

3.1 受力机理分析

3.1.1 撞击过程分析

图5为典型构件(CFDST-C-25)撞击力(F)、跨

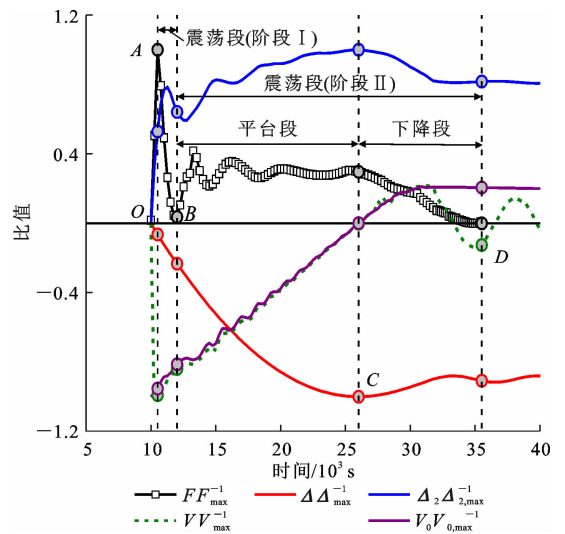


图 5 归一化时程曲线

Fig. 5 Normalized time-histories curves

中整体变形(Δ)、撞击部位局部变形(Δ_2)、跨中速度(V)及落锤速度(V_0)的时程曲线,其中下标max表示各自的最大值。为便于分析,曲线均进行量纲为 1 处理。

由图 5 可知,整个撞击过程分为开始撞击段(OA 段)、震荡段(AB 段)、平台段(BC 段)及下降段(CD 段)4 个阶段。

OA 段:当落锤从 O 点开始撞击中空夹层钢管混凝土构件时,构件瞬间获得较大速度,同时落锤的动能传递给 CFDST 构件,从而落锤速度 V_0 减小,构件受到的撞击力迅速上升便达到峰值(A 点),此时构件跨中速度 V 达到最大值。

AB 段:因构件跨中速度 V 大于落锤速度 V_0 ,当中空夹层钢管混凝土构件发生竖向位移大于落锤发生的位移时,两者出现分离,撞击力也在较短时间内减弱至最小(B 点)。

BC 段:构件在撞击力为 0 作用下其跨中速度 V 逐渐减小,当两者速度(V 和 V_0)相等时,落锤再次

撞击中空夹层钢管混凝土构件,致使撞击力再次上升并逐步进入平台段,之后构件和落锤两者速度接近一致,同步运动至 CFDST 构件跨中整体变形 Δ 达到最大(C点)。

CD段:动能转化为中空夹层钢管混凝土构件的形变能致使落锤动能减小,同时落锤速度 V_0 与构件跨中速度 V 在构件变形的过程中也逐步减小,撞击力开始呈下降趋势,直至构件撞击力逐渐减小

至 0(D点),此次撞击过程结束。

3.1.2 应力分析

在整个撞击过程中,不同撞击时混凝土和外钢管均处于不同的受力状态。为探究中空夹层钢管混凝土构件在撞击过程中的应力演变,图 6 展示了典型构件 CFDST-C-25 对应不同撞击时刻(时刻编号见图 5,A 时刻表示 A 点对应的受力状况)混凝土及外钢管的应力变化。

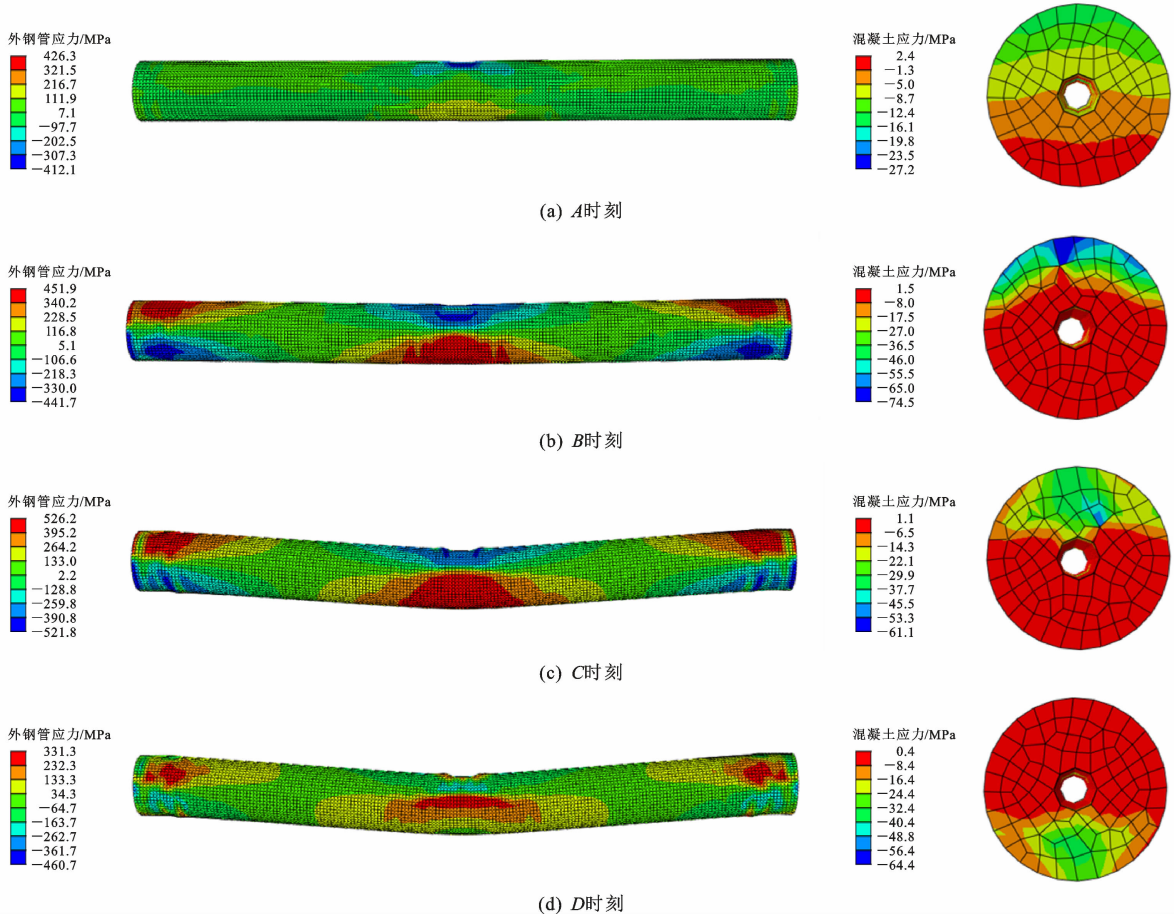


图 6 钢管与混凝土纵向应力变化

Fig. 6 Longitudinal stress change of steel tube and concrete

图 6 可知,构件在撞击作用下外钢管和混凝土关键时刻的受力机理如下:

(1)A 时刻:在撞击力达到峰值阶段(A 时刻),落锤与 CFDST 构件刚刚接触,外钢管与混凝土仅在撞击部位产生截面高应力,其余部位应力较小,构件外部未见明显变形,基本保持原状。

(2)B 时刻:随着撞击力减小至 0(B 时刻),构件在撞击作用下跨中截面已发生竖向位移,应力分布较 A 时刻出现较大变化,中空夹层钢管混凝土底部应力扩散,此时外钢管、混凝土上部受压而下部受拉。

(3)C 时刻:随着撞击作用持续进行,构件跨中整体变形 Δ 达到最大(C 时刻),CFDST 试件底部大面积受拉屈服,且构件外部出现明显竖向形变,在落锤作用下撞击部位出现局部凹陷,同时两端固支处上部、跨中下部出现受拉屈服现象,两端固支处和跨中截面处随之开始出现塑性铰,此时构件跨中变形达到最大。

(4)D 时刻:撞击作用持续到结束(D 时刻),构件在无撞击作用下恢复原状,发生回弹致使整个构件跨中整体变形减小,回弹力致使外钢管纵向应力减弱,此时混凝土上部受压,试件底部跨中截面高应

力区域逐渐消散。

3.2 撞击力-时程曲线

不同空心率下 CFDST 构件撞击力 F 和跨中整体变形 Δ 时程曲线如图 7 所示。

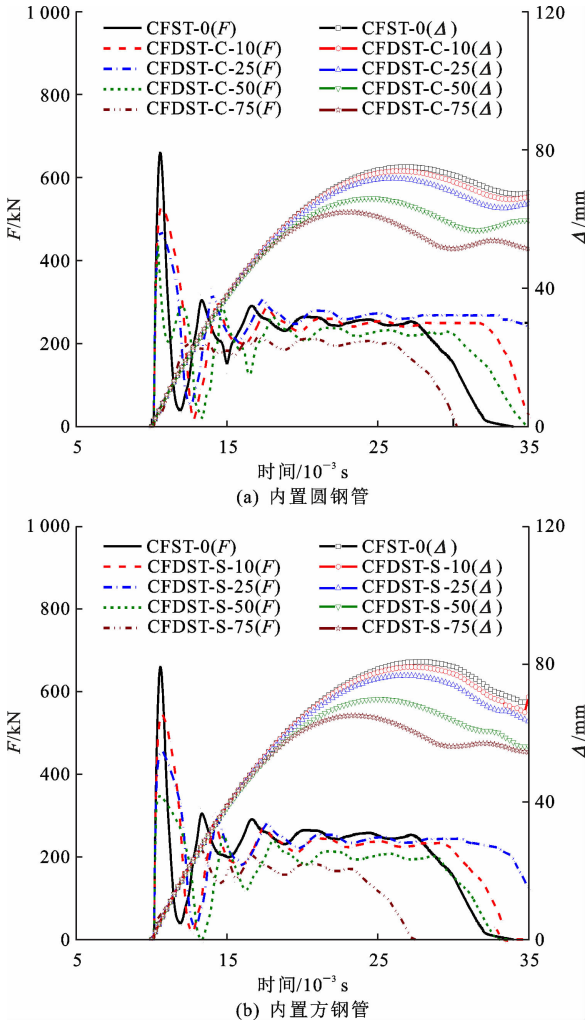


图 7 撞击力(跨中整体变形)时程曲线

Fig. 7 Impact force (mid-span overall deformation) time history curves

整体上,曲线可分为震荡、平台和卸载 3 个阶段。在落锤与构件接触的瞬间,撞击力迅速增加至峰值。试件在落锤撞击作用向下运动,由于落锤与试件间的速度和位移不同,两者接触减弱使得撞击力减小并出现震荡。随后,二者共同运动出现的平台段。由图 7 可知:①对任何一种内置截面的 CFDST 构件,随着空心率增大,撞击力峰值均有一定程度的减小,同时跨中整体变形 Δ 逐步减小,且撞击平台段存在差异;②空心率为 25% 时具有较佳的抗撞击能力,撞击平台持续时间更长,撞击平台表现更稳定;③构件跨中整体变形随空心率的增大而减小,当空心率从 0 增大至 75% 时,构件整体变形最大可减小 17.6% (约 20%)。

3.3 撞击力平台值

撞击力平台值 F_p 能够反映构件的抗撞击性能,撞击力平台值越大构件的抗撞击性能越好。 F_p 定义为撞击平台段曲线所围面积与撞击时间的比值^[20],计算式如式(5)和图 8 所示。其中 $F(T)$ 为构件在任意时刻的撞击力; T_1 和 T_2 分别为撞击力平台段的开始和结束时间。

$$F_p = \frac{\int_{T_1}^{T_2} F(T) dT}{T_2 - T_1} \quad (5)$$

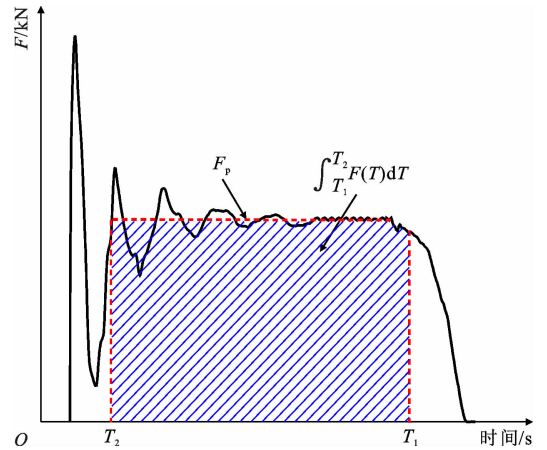


图 8 撞击力平台值计算简图

Fig. 8 Calculation diagram of plateau impact force

图 9 为空心率对不同内置截面形式的 CFDST 构件撞击力平台值的影响规律。由图 9 可知:空心率从 0、10% 增大到 75% 的过程中, F_p 在一个小范围内波动,CFDST-C 和 CFDST-S 系列构件在 25% 时均出现最大撞击力平台值,表明钢管混凝土构件在空心率为 25% 有较佳的抗撞击能力;在不同空心率下,与构件 CFST-0 相比,内置圆钢管构件的 F_p 分别增大了 1.77%、5.68%、7.61%、11.68%,而内置方钢管构件的 F_p 分别增大了 5.61%、3.69%、13.42%、22.74%;空心率为 10%、25%、50%、75% 时,内置方钢管构件 F_p 较内置圆钢管构件分别降低 7.3%、8.9%、6.2%、12.5%。当构件空心率为 50% 时 F_p 明显降低,空心率增大到 75%,构件展现出空钢管的受力特性,抗撞击能力出现明显退化。

3.4 变形分析

跨中整体变形 Δ 为 CFDST 构件撞击处发生的竖向变形,局部变形 Δ_2 为撞击后外钢管跨中整体变形 Δ 与底部变形 Δ_1 之差($\Delta_2 = \Delta - \Delta_1$),变形位置示意图 1(b)。CFDST 构件跨中整体变形及局部变形随空心率的变化规律如图 10 所示。

由图 10 可知:随着 χ 增大,构件 Δ 均减小。空

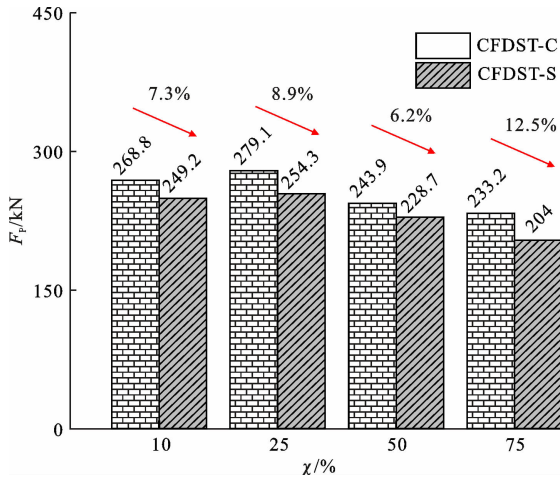


图9 冲击力平台值

Fig. 9 Impact platform value

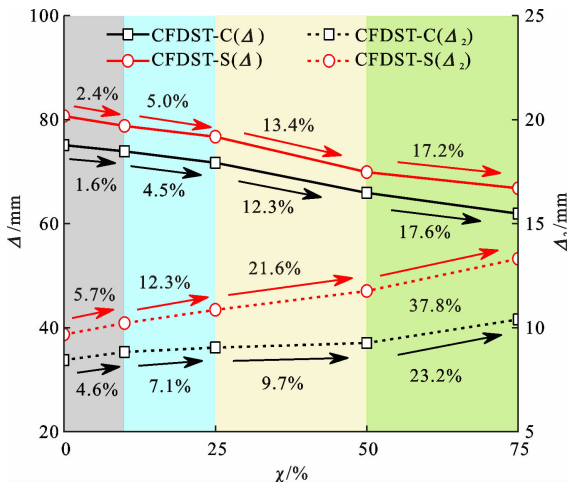


图10 跨中挠度及局部变形

Fig. 10 Mid-span deflection and local transformation

空心率从0增加到10%、25%、50%及75%，内置圆钢管(方钢管)构件的 Δ 分别减小了1.6%(2.4%)、4.5%(5.0%)、12.3%(13.4%)和17.6%(17.2%)，这是由于空心率增大致使构件整柱刚度减小，从而承受更小的撞击能量，表现出更小的跨中整体位移；内置圆钢管构件跨中位移小于内置方钢管构件，表明内置圆钢管表现出更好的抗撞击效果。

在不同空心率下，CFDST结构局部变形 Δ_2 呈增大趋势；内置方钢管构件 Δ_2 大于内置圆钢管构件。空心率从0增大到10%、25%、50%、75%，内置圆钢管构件 Δ_2 增大幅度分别为4.6%、7.1%、9.7%、23.2%。仅从变形来看，CFDST构件相较于钢管混凝土构件(CFST-0)具有更好抗撞击能力。

3.5 稳固性分析

结构在撞击作用下常发生弯曲大变形而失稳破坏，故将CFDST构件的稳固性作为撞击作用下结

构的重要研究指标。基于上述变形分析，定义结构撞击过程中的稳固性系数 α_1 ^[21]为

$$\alpha_1 = \left(1 - \frac{\Delta_2}{\Delta}\right) \times 100\% \quad (6)$$

图11为不同空心率下构件在撞击作用下稳固性系数的变化规律。

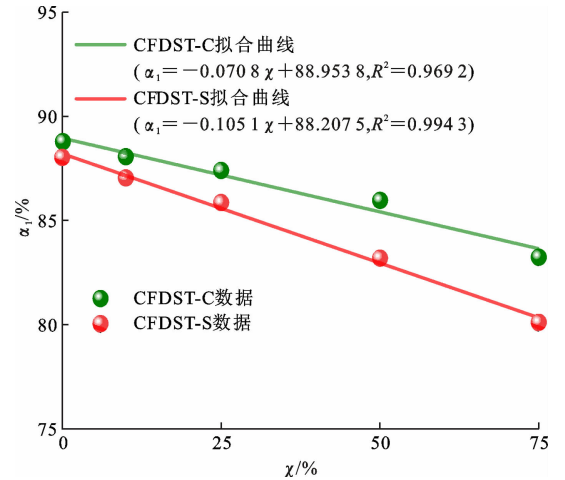


图11 不同空心率下构件的稳固性系数

Fig. 11 Relation between stability factor and hollow rate

由图11可知：CFDST构件在撞击作用下， α_1 随 χ 增大而减小，内置方钢管构件 α_1 降低幅度较内置圆钢管构件更加显著(χ 从0增加到75%，CFDST-S构件的 α_1 减小10.1%，而CFDST-C构件减少6.7%)，表明空心率较大的构件，局部变形占构件整体变形的比重增大，CFDST构件在撞击的过程中，局部变形过大导致外钢管破裂，故而使构件局部发生破坏甚至整体发生脆性破坏，导致结构整体稳固性变差。

3.6 耗能分析

由构件撞击力和变形时程曲线可得撞击力-变形曲线，该曲线与坐标轴所围区域面积代表构件的耗能^[21]。CFDST构件的撞击力-变形曲线如图12所示。

由图12可知，落锤的初始能量在撞击过程中转化为CFDST试件的整体变形耗能、局部凹陷耗能及部分回收能量(落锤回弹动能)。构件在撞击后均存在残余变形，且撞击残余变形随空心率增大而增大，空心率对构件吸能能力的影响较大；随着空心率增大，构件整体变形峰值逐渐减小，空心率为75%的构件已无明显撞击力峰值。

为进一步分析空心率与耗能的规律，采用吸能系数 μ 反映构件在侧向撞击下的吸能能力， μ 越大表明土构件抗撞击性能越强^[22]，其可表示为

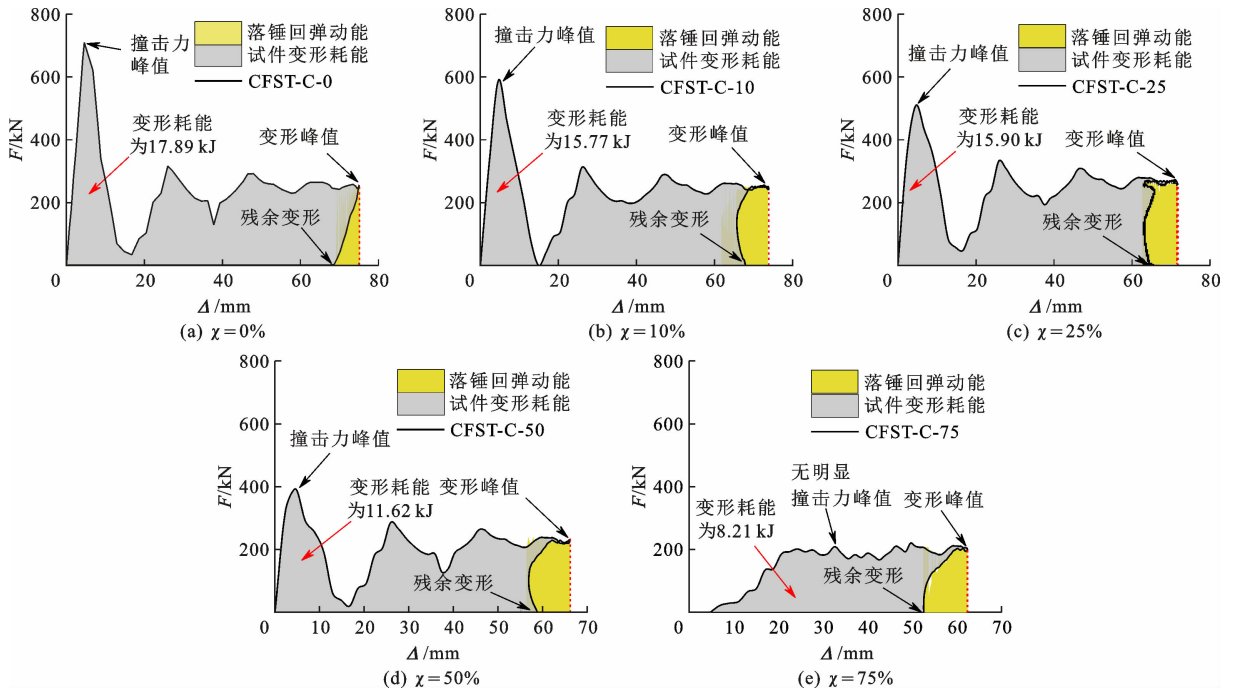


图 12 CFST 构件冲击力-变形曲线

Fig. 12 Impact force-displacement curves of CFST specimens

$$\mu = \frac{E_a}{m_1 g u_t} \quad (7)$$

式中： E_a 为构件变形吸收的能量； m_1 为构件质量； u_t 为构件跨中整体变形； g 为重力加速度。

图 13 为构件吸能系数随空心率的变化规律。由图 13 可知：构件吸能系数随空心率增大逐渐增加，CFDST-C 构件空心率从 0 依次增加到 10%、25%、50%、75% 时，吸能系数分别增大了 1.1%、5.2%、26.1%、32.4%，表明空心率越大吸能系数增幅越明显，且构件吸能性能随空心率的增大而增强，究其原因空心率较大的构件在撞击下发生的局部变形较大，局部凹陷耗能大幅提高，虽然构件整体变形减小致使整体变形耗能削弱，但构件总耗能仍然增加，使其在大空心率下耗能仍然增强。

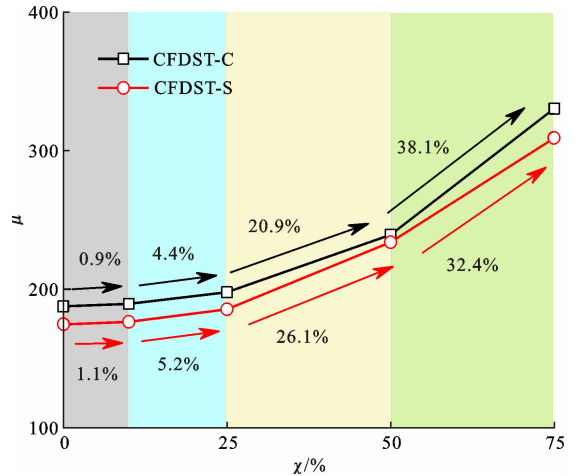


图 13 构件吸能系数

Fig. 13 Energy absorption capacity of members

4 不同参数对抗撞击性能的影响

基于上述研究，以 CFST-C-25 为基础，研究外钢管屈服强度 f_y (235、345、420 MPa)、截面名义含钢率 α_2 (10%、15%、20%) 及撞击速度 V_0 (9、21、10.15、11.01 m/s) 对 CFDST 试件撞击性能的影响。试件以 V_0 、 α_2 、 f_y 进行编号，如试件 $V_{0.11}\alpha_{15}f_{y345}$ 表示屈服强度为 345 MPa、含钢率为 15% 的 CFDST 构件受到速度为 11.01 m/s 落锤的撞击作用。

4.1 外钢管屈服强度

图 14 显示了不同外钢管屈服强度下 CFDST 构件跨中整体变形 Δ 和局部变形与整体变形比值 (Δ_2/Δ) 的变化规律。由图可知，增大屈服强度能够显著减小撞击下构件的跨中整体变形 Δ ，且跨中整体变形近似呈线性减小。以试件 $V_{0.11}\alpha_{10}$ 为例，屈服强度从 235 MPa 增大到 420 MPa，试件跨中整体变形最大可减少约 26%；相反， Δ_2/Δ 与屈服强度变化成反比，屈服强度增大， Δ_2/Δ 反而减小。充分表明外钢管屈服强度对试件的变形具有积极改善作用，抗撞击能力进一步提升。

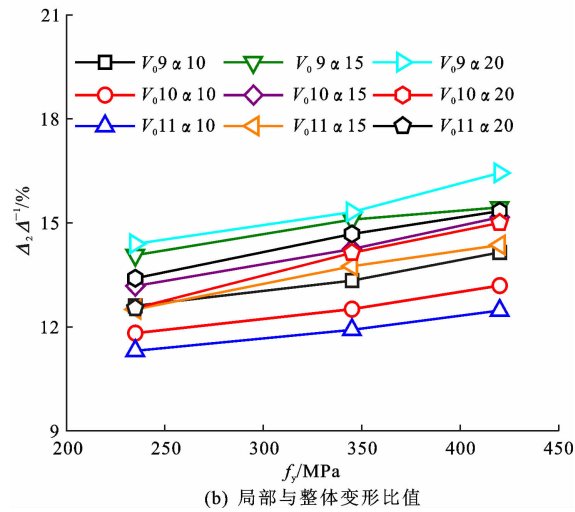
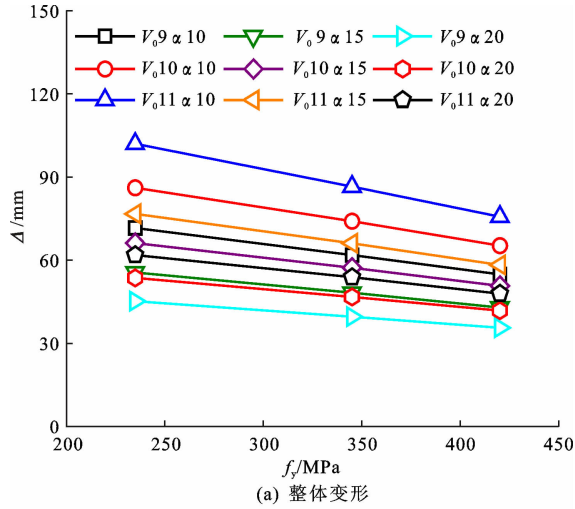


图 14 屈服强度影响

Fig. 14 Influence of yield strength

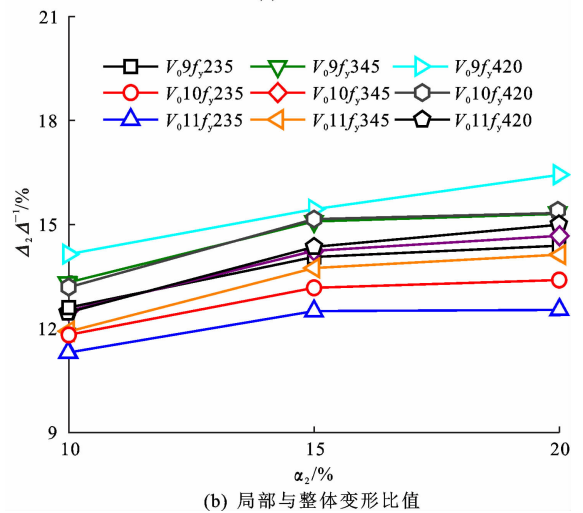
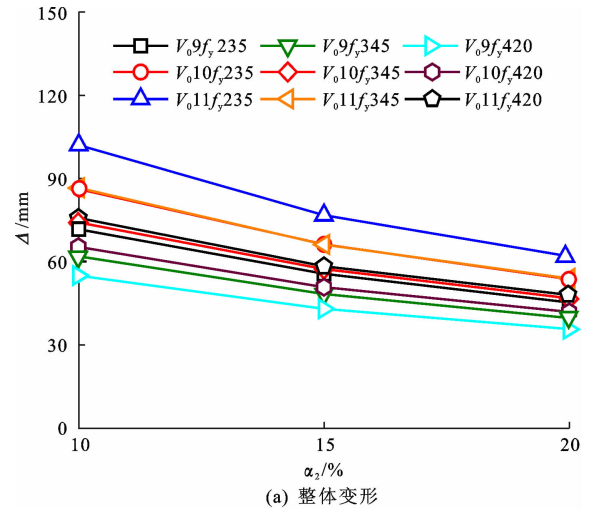


图 15 含钢率影响

Fig. 15 Influence of steel ratio

4.2 截面名义含钢率

保持构件直径不变,通过变化外钢管厚度来改变构件的名义含钢率,图 15 给出了不同含钢率 α_2 下 CFDST 构件跨中整体变形和局部变形与整体变形比值(Δ_2/Δ)的变化规律。由图 15 可知:含钢率对构件变形的影响与屈服强度接近;含钢率从 10% 增大至 15%,构件的整体变形急剧减小;含钢率从 15% 增大至 20%,此种减小趋势逐渐放缓,表明增大含钢率能够迅速改善含钢率较小试件的整体变形,使被撞击后试件的抗弯曲刚度增大,从而减小横向变形。同时 Δ_2/Δ 随含钢率增大而增大,主要由于含钢率增大使得跨中整体变形减小,同时有效改善了撞击部位的局部扁平程度,使局部变形减小,但含钢率较大试件在撞击下跨中整体变形减小幅度更大,致使局部变形与整体变形比值进一步减小。

4.3 撞击速度

图 16 给出了不同撞击速度下 CFDST 构件跨

中整体变形 Δ 和局部变形与整体变形比值(Δ_2/Δ)的变化规律。由图 16 可知,撞击速度从 9.21 m/s 增加到 11.01 m/s,构件整体变形增大 42.4%。 Δ_2/Δ 在撞击速度增大过程中急剧减小,这是由于撞击速度增大到一定值时,较大的撞击能量对 CFDST 构件造成的局部变形(扁平程度)已经达到最大,此时局部变形 Δ_2 已成定值,而较大撞击速度会使试件的跨中整体变形急剧增大,故使 Δ_2/Δ 呈下降趋势。

5 整体变形计算方法

钢管混凝土内置钢管形成 CFDST 结构,相较于钢管混凝土结构抗撞击性能有显著提升,且内置圆钢管的 CFDST 构件抗撞击性能明显优于内置方钢管构件。在撞击作用下,CFDST-C 构件的整体变形仍不明确,故在此基于有限元计算结果及相关试验,研究撞击作用下该类构件跨中整体变形计算

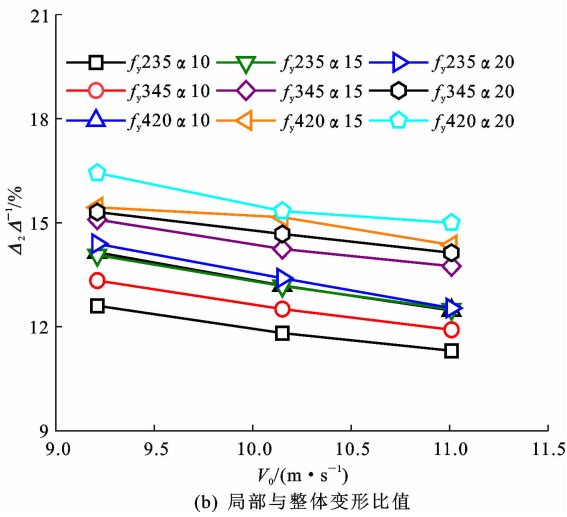
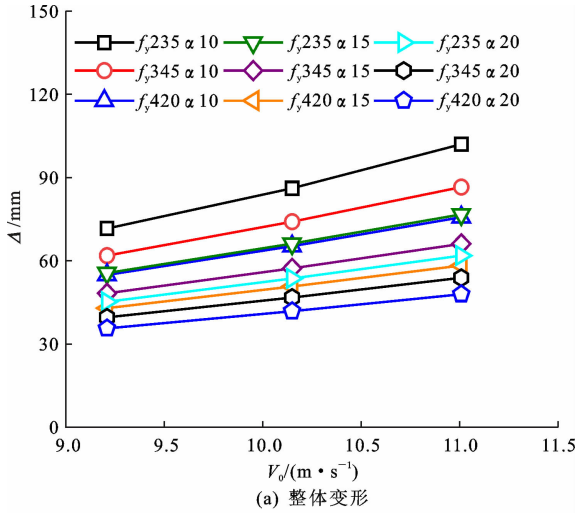


图 16 撞击速度影响

Fig. 16 Influence of impact velocity

方法。

5.1 构件塑性极限弯矩

当 CFDST-C 构件受到荷载作用,在其进入塑性屈服阶段后,截面的塑性极限弯矩通常可以进行如下推导^[23],截面区域通常划分为受压区和受拉区,且假设:①受压区内外钢管和混凝土共同受力;②受拉区钢管屈服,核心混凝土因受拉退出工作。截面受力示意图 17。图 17 中: F_{sc} 、 F_{st} 、 F_{cc} 分别为钢管压力、拉应力及混凝土压力; y_{sc} 和 y_{cc} 分别为钢管和混凝土的合力形心; y_{st} 为钢管拉应力形心; x_0 为截面中性轴; f_y 为钢管强度; f_c 为混凝土抗压强度; t_0 为钢管壁厚。

由中空夹层钢管混凝土截面塑性极限弯矩模型及受力平衡条件可知

$$F_{st} = F_{sc} + F_{cc} \quad (8)$$

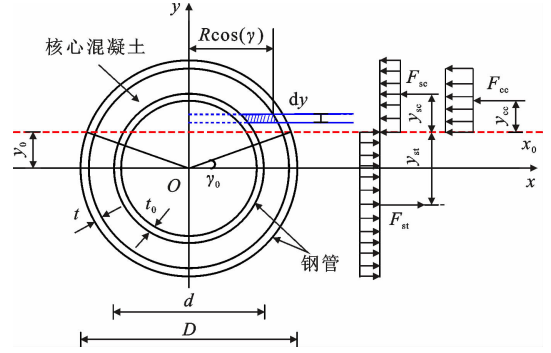


图 17 截面塑性极限弯矩模型

Fig. 17 Cross-sectional plastic ultimate bending moment model

$$\begin{cases} F_{st} = f_y \left\{ (\pi + 2\gamma_0) \left[\left(\frac{D-t}{2} \right) t + \left(\frac{d-t_0}{2} \right) t_0 \right] \right\} \\ F_{sc} = f_y \left\{ (\pi - 2\gamma_0) \left[\left(\frac{D-t}{2} \right) t + \left(\frac{d-t_0}{2} \right) t_0 \right] \right\} \\ F_{cc} = f_c \left\{ \left(\frac{\pi}{2} - \gamma_0 \right) \left[\left(\frac{D-2t}{2} \right)^2 - \left(\frac{d}{2} \right)^2 \right] \right\} \end{cases} \quad (9)$$

CFDST-C 构件塑性铰截面的中性轴夹角 γ_0 为

$$\gamma_0 = \frac{\pi}{4} \frac{f_c [(D/2-t)^2 - (d/2)^2]}{f_y [(D/2-t/2)t + (d/2-t_0/2)t_0]} \cdot \left\{ 2 + \frac{f_c [(D/2-t)^2 - (d/2)^2]}{f_y [(D/2-t/2)t + (d/2-t_0/2)t_0]} \right\}^{-1} \quad (10)$$

由静矩可得,作用合力点到截面中性轴距离为

$$\begin{cases} y_{cc} = \frac{2 [(D/2-t) - (d/2)] \cos^3(\gamma_0)}{3 \pi/2 - \gamma_0} \\ y_{sc} = \frac{[(D/2-t/2) + (d/2-t_0/2)] \cos(\gamma_0)}{\pi/2 - \gamma_0} \\ y_{st} = \frac{[(D/2-t/2) + (d/2-t_0/2)] \cos(\gamma_0)}{\pi/2 + \gamma_0} \end{cases} \quad (11)$$

故 CFDST-C 构件截面塑性极限弯矩 M_p 为

$$\begin{aligned} M_p = F_{st} y_{st} + F_{sc} y_{sc} + F_{cc} y_{cc} = & \frac{2}{3} f_c \left[\left(\frac{D-2t}{2} \right)^2 - \left(\frac{d}{2} \right)^2 \right] \cdot \\ & \left[\left(\frac{D-2t}{2} \right) - \left(\frac{d}{2} \right) \right] \cos^3(\gamma_0) + \\ & 4 f_y \left[\left(\frac{D-t}{2} \right) t + \left(\frac{d-t_0}{2} \right) t_0 \right] \cdot \\ & \left[\left(\frac{D-t}{2} \right) + \left(\frac{d-t_0}{2} \right) \right] \cos(\gamma_0) \end{aligned} \quad (12)$$

5.2 简化计算方法

本文采用刚塑性模型和移行铰理论来推导 CFDST-C 构件在横向撞击荷载下的跨中整体变形^[24-25]。长度为 L 的构件跨中受质量 m_0 , 初速度 V_0 的落锤横向撞击[图 18(a)];由图 5 可知,构件在撞击瞬间,跨中撞击局部以初速度 V_0 运动,其余部位保持静止,随后速度向构件两端移动,直至 A_1 、 B_1

端点, 撞击能量由构件整体弯曲、局部弯曲变形耗能最终趋于稳定, 整个撞击过程分为第 1 相、第 2 相 2 个运动过程。

第 1 相运动: 落锤撞击钢管混凝土构件跨中位置(O 点), 在跨中 O 点处产生第 1 个塑性铰, 然后该塑性铰衍变成移行塑性铰在撞击作用下向两固支端移动, 当移行塑性铰移动到 A_1 、 B_1 端点之后, 因无法继续移动将会形成驻定塑性铰, 此时构件的 A_1 、 O 、 B_1 点处均形成驻定塑性铰(图 18(b));

第二相运动: 撞击作用结束, A_1 、 O 、 B_1 点处驻定塑性铰均保持不动, 构件跨中位置(O 点)在撞击能作用下继续向下运动, 系统剩余能量在此过程中将由构件的塑性变形来消耗, 能量消耗完毕时跨中处整体变形和固支处转角均达到最大值 u_{\max} 、 θ_{\max} [图 18(c)]。

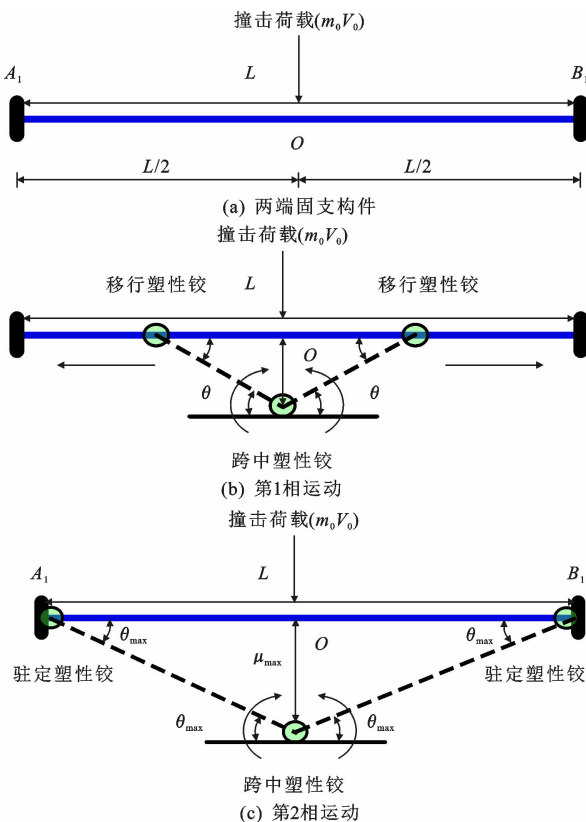


图 18 构件撞击运动示意

Fig. 18 Schematic diagram of member impact motion

在整个撞击过程中, 由构件横向受力平衡条件可知, 塑性铰处因弯矩达到极值, 故横向剪力为 0, 根据文献[26]可知, 第 1 相运动过程中, 构件发生的跨中整体变形 u_1 为

$$u_1 = \frac{m_0 V_0^2}{12m_p} \left[\ln \left(\frac{0.5mL + m_0}{m_0} \right) + \right.$$

$$\left. \frac{0.5mL(m - m_0)}{m_0(0.5mL + m_0)} - \frac{0.5m^2L(0.5mL + 2m_0)}{2m_0(0.5mL + m_0)^2} \right] \quad (13)$$

式中: m 为构件线质量。

撞击作用结束, A_1 、 O 、 B_1 点驻定塑性铰保持不动, 构件在撞击能的作用下持续向下运动, 系统剩余所有能量在第 2 相运动过程中由构件的塑性变形来消耗。根据能量平衡原理和刚塑性模型, 所有系统能量由塑性铰在此过程中(第 2 相运动)耗散产生的跨中变形 u_2 为

$$u_2 = \frac{m_0^2 V_0^2 L (3m_0 + mL)}{48M_p (m_0 + 0.5mL)^2} \quad (14)$$

由于 CFDST-C 结构在撞击作用下, 局部变形随空心率增大而增大, 而跨中变形呈减小趋势。因此, 需考虑第 2 相运动中空心率对 CFDST-C 构件塑性变形耗散过程中的影响, 故构件的跨中整体变形为

$$u_{\max} = u_1 + ku_2 \quad (15)$$

式中: k 为拟合参数。

经数据拟合可知: $k = -0.1695\chi + 0.2821$ 。显然, 当 $\chi > 50\%$, 构件局部变形急剧增大, 构件从弯曲变形转变为局部大凹陷, 故有 $0 < \chi \leq 50\%$ 。

采用 CFDST-C 跨中整体变形计算方法得到的理论计算值和试验值对比如表 3 和图 19。

由表 3 和图 19 可知: 采用 CFDST-C 构件跨中整体变形计算方法得到的理论计算值和试验值、数值模拟值十分接近, 相对计算误差基本为 $[-15\%, 15\%]$, 跨中整体变形理论计算值与试验值之比的平均值及方差分别为 1.071 和 0.034, 且理论计算值略小于试验值, 表明该计算方法能较好预测 CFDST-C 构件在撞击作用之后产生的跨中整体变形, 同时具有一定安全冗余度, 可为实际工程的设计与计算提供参考。

6 结 语

(1) 经对比验证, 建立的 CFDST 构件数值计算结果在破坏模式、撞击力-时程曲线、跨中整体变形均与试验结果吻合良好, 同时整个撞击过程构件能量转化守恒, 表明可基于此精确有限元模型进行 CFDST 构件抗撞性能影响的研究与分析。

(2) CFDST 构件跨中整体变形小于钢管混凝土(CFST-0)构件, 且内置圆钢管构件抗撞击性能优于内置方钢管构件; 空心率从 0 增大至 75%, 撞击力

表 3 计算与试验(模拟)结果对比

Table 3 Comparison of calculation and test (simulation) results

本文数据				文献[11]中数据			
试件编号	试验值	计算值	试验值与计算值之比	试件编号	试验值	模拟计算	试验值与计算值之比
$V_0 9\alpha 10 f_y 235$	71.65	66.84	1.072	S50CSL01	42.12	49.27	0.855
$V_0 9\alpha 15 f_y 235$	55.61	57.84	0.961	S50CSL02	68.38	86.35	0.792
$V_0 9\alpha 20 f_y 235$	45.27	49.74	0.910	S89CSM01	69.88	88.75	0.787
$V_0 10\alpha 10 f_y 235$	86.13	97.68	0.882	S89CSM02	86.56	95.87	0.903
$V_0 10\alpha 15 f_y 235$	66.23	84.51	0.784	S76CSH01	87.78	95.87	0.916
$V_0 10\alpha 20 f_y 235$	53.69	72.66	0.739	S76CSH01	39.50	49.00	0.806
$V_0 11\alpha 10 f_y 235$	102.02	114.38	0.892	L-3-0-a	42.10	49.00	0.859
$V_0 11\alpha 15 f_y 235$	76.70	116.25	0.660	L-3-0-b	100.90	81.47	1.238
$V_0 11\alpha 20 f_y 235$	61.90	99.93	0.619	L-5-0.5-a	105.20	81.47	1.291
$V_0 9\alpha 10 f_y 345$	61.92	47.13	1.314	L-5-0.5-b	112.90	116.13	0.972
$V_0 9\alpha 15 f_y 345$	48.27	40.75	1.184	L-7-0.3-a	112.20	116.13	0.966
$V_0 9\alpha 20 f_y 345$	39.61	35.02	1.131	L-7-0.3-b	57.20	49.02	1.167
$V_0 10\alpha 10 f_y 345$	74.11	68.88	1.076	M-3-0.5-a	65.00	49.02	1.326
$V_0 10\alpha 15 f_y 345$	57.28	59.55	0.962	M-3-0.5-b	77.20	81.50	0.947
$V_0 10\alpha 20 f_y 345$	46.80	51.16	0.915	M-5-0.3-a	77.20	81.50	0.947
$V_0 11\alpha 10 f_y 345$	86.62	94.77	0.914	M-5-0.3-b	86.60	106.16	0.816
$V_0 11\alpha 15 f_y 345$	66.15	81.91	0.808	M-7-0-a	87.80	106.16	0.827
$V_0 11\alpha 20 f_y 345$	53.88	70.37	0.766	M-7-0-b	49.60	49.39	1.004
$V_0 9\alpha 10 f_y 420$	54.91	39.32	1.396	H-3-0.3-a	50.00	49.39	1.012
$V_0 9\alpha 15 f_y 420$	42.98	33.99	1.264	H-3-0.3-b	68.40	82.12	0.833
$V_0 9\alpha 20 f_y 420$	35.68	29.21	1.222	H-5-0-a	69.90	82.12	0.851
$V_0 10\alpha 10 f_y 420$	65.30	57.47	1.136	H-5-0-b	153.50	167.06	0.919
$V_0 10\alpha 15 f_y 420$	50.73	49.67	1.021	H-7-0.5-a	161.10	167.06	0.964
$V_0 10\alpha 20 f_y 420$	41.85	42.67	0.981	H-7-0.5-b	42.10	49.00	0.859
$V_0 11\alpha 10 f_y 420$	75.76	79.07	0.958				
$V_0 11\alpha 15 f_y 420$	58.35	68.33	0.854				
$V_0 11\alpha 20 f_y 420$	47.97	58.69	0.817				

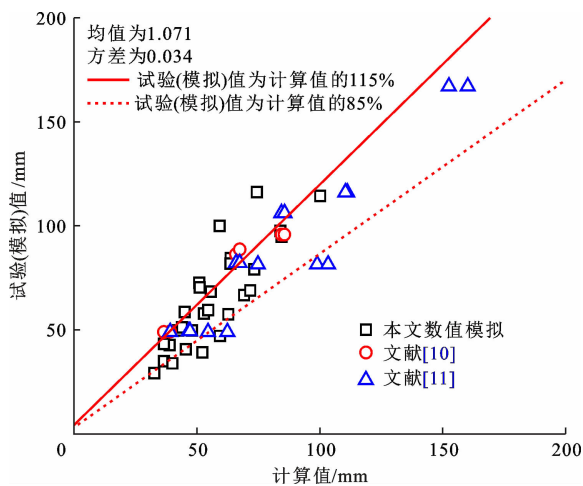


图 19 计算与试验(模拟)结果对比

Fig. 19 Comparison of calculation and test (simulation) results
平台值在一定范围内波动,跨中整体变形最大减小 20%,局部变形呈增大趋势。

(3)随着 CFDST 构件空心率增大,构件稳固性降低约 10%,而吸能系数增大约 32.4%,耗能能力随空心率增大而增强,表明增大空心率可显著改善 CFDST 构件的抗撞击性能;增大外钢管屈服强度和截面名义含钢率对构件的撞击性能均有积极改善作用,而撞击速度对构件撞击性能产生不利影响。

(4)基于刚塑性模型和移行铰理论推导建立的 CFDST-C 构件跨中整体变形计算方法,能够较好地预测撞击作用下该构件的跨中整体变形,计算精度可控制在 15%之内,为实际工程的设计与计算提供参考。

(5)后期拟对内置圆钢管中空夹层高强钢管超高性能混凝土构件的撞击性能展开研究,以揭示其材料协同受力机理、变形能力、耗能能力及稳固性等的变化规律。

参考文献:

References:

- [1] TAO Z, HAN L H, ZHAO X L. Behavior of concrete-filled double skin (CHS inner and CHS outer) steel tubular stub columns and beam-columns[J]. *Journal of Constructional Steel Research*, 2004, 60(8): 1129-1158.
- [2] 王静峰,王翰澜,王涛,等.装配式中空夹层钢管混凝土组合框架混合动力试验研究[J]. *建筑结构学报*, 2023, 44(4): 237-246.
WANG Jing-feng, WANG Han-lan, WANG Tao, et al. Experimental study on hybrid dynamic test of assembled CFDST composite moment resisting frame[J]. *Journal of Building Structures*, 2023, 44(4): 237-246.
- [3] 王路明,刘艳辉,赵世春,等.侧向低速冲击作用下钢管混凝土构件开裂评估模型及影响因素研究[J]. *土木工程学报*, 2022, 55(3): 7-17, 35.
WANG Lu-ming, LIU Yan-hui, ZHAO Shi-chun, et al. Study on evaluation model and influencing factors for cracking of concrete-filled steel tubular members subjected to lateral low-velocity impact[J]. *China Civil Engineering Journal*, 2022, 55(3): 7-17, 35.
- [4] XIAN W, CHEN W S, HAO H, et al. Experimental and numerical studies on steel-reinforced concrete-filled square steel tubular (SRCFST) members subjected to lateral impact [J]. *Thin-Walled Structures*, 2021, 160: 107409.
- [5] LIN S, ZHANG B, ZHANG S, et al. Dynamic responses of concrete-filled steel tubes impacted horizontally by a rigid vehicle: Experimental study and numerical modelling [J]. *Thin-Walled Structures*, 2024, 199: 111826.
- [6] ZEINODDINI M, HARDING J E, PARKE G R. Effect of impact damage on the capacity of tubular steel members of offshore structures[J]. *Materials Structures*, 1998, 11(4/5): 141-57.
- [7] REMENNIKOV A M, KONG S Y U B. The response of axially restrained non-composite steel-concrete-steel sandwich panels due to large impact loading [J]. *Engineering Structures*, 2013, 49: 806-818.
- [8] 侯川川,王蕊,韩林海.低速横向撞击下钢管混凝土构件的力学性能研究[J]. *工程力学*, 2012, 29(增1): 107-110.
HOU Chuan-chuan, WANG Rui, HAN Lin-hai. Performance of concrete-filled steel tubular (CFST) members under low velocity transverse impact[J]. *Engineering Mechanics*, 2012, 29(S1): 107-110.
- [9] 姜珊.侧向撞击作用下不锈钢-混凝土-钢管组合构件的动力性能研究[D].太原:太原理工大学, 2016.
JIANG Shan. Analysis on dynamic performance of stainless steel-concrete-carbon steel double-skin tubular under lateral impact[D]. Taiyuan: Taiyuan University of Technology, 2016.
- [10] 姜珊,王蕊.中空夹层不锈钢钢管混凝土构件的侧向撞击试验及有限元分析[J]. *工业建筑*, 2016, 46(11): 161-167.
JIANG Shan, WANG Rui. Experiment study and finite element analysis of concrete filled stainless and steel double skin tubes member under lateral impact[J]. *Industrial Construction*, 2016, 46(11): 161-167.
- [11] ZHAO H, WANG R, HOU C C, et al. Performance of circular CFDST members with external steel tube under transverse impact loading [J]. *Thin-Walled Structures*, 2019, 145: 106380.
- [12] 史艳莉,鲜威,王蕊,等.方套圆中空夹层钢管混凝土组合构件横向撞击试验研究[J]. *土木工程学报*, 2019, 52(12): 11-21, 35.
SHI Yan-li, XIAN Wei, WANG Rui, et al. Experimental study on circular-in-square concrete filled double-skin steel tubular (CFDST) composite components under lateral impact [J]. *China Civil Engineering Journal*, 2019, 52(12): 11-21, 35.
- [13] 王帅峰,王蕊,赵晖,等.基于动力放大系数与等效单自由度体系的圆中空夹层钢管混凝土抗撞设计方法[J]. *爆炸与冲击*, 2022, 42(10): 61-73.
WANG Shuai-feng, WANG Rui, ZHAO Hui, et al. Design method for impact resistance of circular concrete-filled double-skin steel tubular members based on dynamic increase factor and equivalent single dof system[J]. *Explosion and Shock Waves*, 2022, 42(10): 61-73.
- [14] 胡文伟,王蕊,赵晖,等.火灾与撞击联合作用下钢管混凝土柱力学性能研究[J]. *爆炸与冲击*, 2022, 42(2): 42-52.
HU Wei-wen, WANG Rui, ZHAO Hui, et al. Mechanical behavior of concrete-filled steel tubular columns subjected to coupled fire and impact loading[J]. *Journal of Vibration and Shock*, 2022, 42(2): 42-52.
- [15] 纪孙航,史艳莉,王文达.火灾作用后钢管混凝土构件侧向撞击性能研究[J]. *振动与冲击*, 2021, 40(4):

- 179-187,260.
- JI Sun-hang, SHI Yan-li, WANG Wen-da. Lateral impact performance of concrete-filled steel tubular (CFST) members after fire[J]. *Journal of Vibration and Shock*, 2021, 40(4): 179-187, 260.
- [16] 王丙斌,王蕊.空心率对中空夹层钢管混凝土组合柱耐撞性能影响[J]. *爆炸与冲击*, 2018, 38(1): 204-211.
- WANG Bing-bin, WANG Rui. Effect of hollow ratio on crashworthiness of stainless steel-concrete-steel double-skin tubular columns[J]. *Explosion and Shock Waves*, 2018, 38(1): 204-211.
- [17] 韩林海. 钢管混凝土结构:理论与实际[M]. 3版. 北京:科学出版社, 2016.
- HAN Lin-hai. Concrete filled steel tubular structures: Theory and practice[M]. 3rd ed. Beijing: Science Press, 2016.
- [18] XIAN W, WANG W D, WANG R, et al. Dynamic response of steel-reinforced concrete-filled circular steel tubular members under lateral impact loads[J]. *Thin-Walled Structures*, 2020, 151: 106736.
- [19] Q/GDW 11136—2013, 输电线路中空夹层钢管混凝土杆塔设计技术规定[S].
- Q/GDW 11136—2013, Technical provisions for the design of hollow interlayer steel pipe concrete tower for power transmission lines[S].
- [20] 安国青,赵晖,王蕊,等.外包不锈钢圆中空夹层钢管混凝土柱抗撞计算方法研究[J]. *工程力学*, 2021, 38(6): 227-236.
- AN Guo-qing, ZHAO Hui, WANG Rui, et al. Calculation method for impact resistance of circular concrete-filled double skin tubular columns with external stainless steel tube [J]. *Engineering Mechanics*, 2021, 38(6): 227-236.
- [21] WANG Y, QIAN X D, LIEW J Y R, et al. Experimental behavior of cement filled pipe-in-pipe composite structures under transverse impact [J]. *International Journal of Impact Engineering*, 2014, 72: 1-16.
- [22] SHAKIR A S, GUAN Z W, JONES S W. Lateral impact response of the concrete filled steel tube columns with and without CFRP strengthening[J]. *Engineering Structures*, 2016, 116: 148-162.
- [23] ELCHALAKANI M, ZHAO X L, GRZEBIETA R. Concrete-filled circular steel tubes subjected to pure bending [J]. *Journal of Constructional Steel Research*, 2001, 57(11): 1141-1168.
- [24] LEE E H, SYMONDS P S. Large plastic deformations of beams under transverse impact [J]. *Journal of Applied Mechanics*, 1952, 19(19): 308-314.
- [25] SYMONDS P S. Dynamic load characteristics in plastic bending of beams[J]. *Journal of Applied Mechanics*, 1953, 20: 475-481.
- [26] 慈伟主. 横向撞击荷载作用下圆钢管混凝土构件挠度计算公式修正[D]. 成都:西南交通大学, 2019.
- CI Wei-zhu. Modification of deflection formula of circular concrete filled steel tubular members under transverse impact load [D]. Chengdu: Southwest Jiaotong University, 2019.