

DOI:10.13409/j.cnki.jdpme.20250225002

钢木混合柱在多次冲击下H型钢柱冲击力 计算与修正*

吴长^{1,2}, 樊迎妮¹, 马东东¹, 方仁俊¹

(1. 兰州理工大学土木工程学院, 甘肃兰州 730050; 2. 甘肃省土木工程防灾减灾重点实验室, 甘肃兰州 730050)

摘要: 综合考虑西部地区民居的特点, 提出了一种“上木下钢”的混合节点, 而落锤冲击力是结构设计的重要依据。基于能量守恒原理, 以冲击竖向位移为变量, 提出多次冲击下不同能量冲击的落锤冲击力计算方法。通过试验研究了混合节点在冲击作用下的动力响应, 并探究冲击速度及落锤质量对冲击力、冲击竖向位移及修正系数的影响, 构建修正系数无量纲经验公式, 建立落锤冲击力计算模型, 并验证其可靠性。结果表明: 套筒厚度对冲击竖向位移并无太大影响; 冲击速度、落锤质量对冲击力及竖向位移有明显影响; 修正系数与冲击速度呈正相关, 与落锤质量呈负相关; 提出的落锤冲击力计算模型能够有效预测落锤冲击力峰值, 且与Hertz弹性理论及Thornton弹塑性理论计算模型进行对比, 结果吻合良好。

关键词: 接触理论; 落锤冲击力; 修正系数; 能量守恒; 弹塑性; 钢木组合节点

中图分类号: TU398.9

文献标识码: A

文章编号: 1672-2132(2025)05-1110-08

Calculation and Correction of Impact Force on H-shaped Steel Columns in Steel-wood Composite Columns under Multiple Impacts

WU Chang^{1,2}, FAN Yingni¹, MA Dongdong¹, FANG Renjun¹

(1. School of Civil Engineering, Lanzhou University of Technology, Lanzhou 730050, China;

2. Key Laboratory of Disaster Prevention and Mitigation in Civil Engineering of Gansu Province, Lanzhou 730050, China)

Abstract: Considering the characteristics of residential buildings in western China, a hybrid joint with "wood on top and steel at the bottom" was proposed, with the drop hammer impact force serving as an important basis for structural design. Based on the principle of energy conservation and using the impact vertical displacement as a variable, a calculation method for the drop hammer impact force under multiple impacts with different energy levels was proposed. The dynamic response of the hybrid joint under impact loading was studied through the test, with emphasis on the effects of impact velocity and drop hammer mass on the impact force, impact vertical displacement, and correction coefficient. A dimensionless empirical formula for correction coefficient was developed, and a calculation model for drop hammer impact force was established, and its reliability was verified. The results showed that the sleeve thickness had little influence on the impact vertical displacement. The impact velocity and drop hammer mass had significant effects on both the impact force and vertical displacement. The correction

* 收稿日期: 2025-02-25; 修回日期: 2025-05-06

基金项目: 国家自然科学基金项目(52268029)、工程材料与结构冲击与振动四川省重点实验室开放基金(20kfgk03)资助

作者简介: 吴长(1981—), 女, 教授, 博士。主要从事装配式钢结构研究。E-mail: 280863504@qq.com

coefficient was positively correlated with impact velocity and negatively correlated with drop hammer mass. The proposed calculation model for drop hammer impact force could effectively predict the peak value of drop hammer impact force, and the results showed good agreement with the calculation models based on Hertz elastic theory and Thornton elastic-plastic theory. The findings can provide a theoretical basis for the protection of structures under drop hammer impacts.

Keywords: contact theory; drop hammer impact force; correction coefficient; energy conservation; elasto-plasticity; steel-wood composite joint

0 引言

鉴于西部地区自然灾害频发,且当地建筑结构多为传统的土木结构及砖木结构,研发一种适宜于该地区的、融合钢结构和木结构优点的且具有良好的抗冲击性能、经济环保的高性能村镇住宅建筑结构体系显得尤为迫切。

近年来,诸多学者对结构的抗冲击性能进行了大量研究。颜庆虎等^[1]对装配式混凝土框架梁柱节点抗冲击性能进行了研究,同时,K. Masato等^[2]研究了钢结构门式框架受到冲击荷载的作用后结构的位移发展变化以及结构上弯矩的分布情况。D.L. Zou等^[3]通过试验及数值模拟研究了钢筋混凝土-不锈钢膜复合材料的抗冲击等性能。J.Y. Xue等^[4]采用实验和数值模拟结合的方法对填充轻木框架墙体混合系统(LWF)的胶合木框架(GLT)横向性能进行了研究。张莹等^[5]研究了约束钢梁在不同温度和冲击荷载作用下的动力响应。H. Wang等^[6]对落屑冲击下钢反向连接的参数分析及简化方法进行了研究。H. Zhao等^[7]通过实验和数值方法研究了H型钢构件的冲击动力响应。M. D'Antimo等^[8]研究了简支梁在九次落锤冲击荷载作用下的行为,并给出了冲击载荷下梁的动态增加系数(DIF)的初步估计。X. Zhang等^[9]系统地研究了落锤对钢管的冲击力分布。通过分析上述研究发现,当前对结构冲击性能的研究主要集中于钢结构及钢-混凝土结构,对木结构以及钢-木组合结构研究相对匮乏,而节点作为钢木组合结构的重要部位,对其在遭受冲击作用下的性能研究十分必要。

国内外学者也对落锤冲击力进行了大量研究。陈颖骥^[10]等基于Hertz弹性理论和Thornton弹塑性假设对滚石冲击力进行了修正计算。何思明等^[11-12]研究了颗粒弹塑性碰撞的理论模型,以及考虑弹塑性变形的泥石流大块石冲击力计算。黄莲芬等^[13]基于理想弹塑性假设研究了滚石冲击力计算方法。

V. Labiouse等^[14]研究了滚石半径、重量、下落高度等参数对冲击力的影响。H. Meree等^[15]对轻质膨胀粘土集料(LECA)垫层在连续落石冲击作用下的动力响应进行了研究。现有研究对钢结构在冲击荷载下冲击力理论计算研究相对较少,主要集中于混凝土垫层方面,此外,现有对冲击力模型的研究仅限于一次冲击,尚未建立多次冲击下的冲击力计算模型。

综上所述,本文提出一种钢-木组合装配式节点,并对其钢柱进行多次试验冲击,探究其力学性能。基于能量守恒原理,引入无量纲修正系数,建立考虑不同能量冲击的多次冲击下落锤冲击力计算模型,并验证其合理性,为落石灾害防护设计提供参考。

1 落锤冲击力计算方法

1.1 基本假定与Hertz弹性冲击理论分析

为得出H型钢柱在受冲击作用后的变形与冲击力之间的关系,分析时,假定质量为 m 的匀质落锤以速度 v 撞击钢柱,且H型钢柱在受冲击后变形最不利位置为钢柱跨中,冲击力转化为接触压力作用于钢柱。

若落锤对H型钢柱法向冲击过程中钢柱处于完全弹性接触状态,则采用Hertz接触理论分析,弹性状态接触力与接触位移之间的关系为^[16]:

$$P_e = \frac{32\sqrt{3}}{27} E \sqrt{R} \delta^{\frac{3}{2}} \quad (1)$$

式中, P_e 为法向冲击力,Pa; E 为等效弹性模量, $E = \left[\frac{1-\nu_1^2}{E_1} + \frac{1-\nu_2^2}{E_2} \right]^{-1}$, E_1 为落锤的等效弹性模量, E_2 为H型钢柱的等效弹性模量,Pa; ν_1 为落锤的泊松比, ν_2 为钢柱的泊松比; δ 为竖向位移,m; R 为等效半径, $R = \left(\frac{1}{R_1} + \frac{1}{R_2} \right)^{-1}$, R_1 为落锤的半径(m), R_2

为H型钢柱的半径,视为无限大。

基于Hertz弹性碰撞理论,假定落锤与H型钢柱在碰撞时接触半径为 r' ,则弹性接触压力为:

$$\delta(r) = \frac{3P_e}{2\pi r'^2} \left[1 - \left(\frac{r}{r'} \right)^2 \right]^{\frac{1}{2}} \quad (2)$$

式中, $\delta(r)$ 为接触压应力,Pa; r' 为小球与H型钢柱的接触半径,m; r 为与接触点的距离,m。

$$R^2 = r_p^2 + r_y^2 \quad (3)$$

$$r' = \sqrt{R\delta} \quad (4)$$

式中, r_y 为H型钢柱得初始屈服接触半径,m; r_p 为塑性区屈服半径,m; R 为等效半径。

假设落锤与H型钢柱均发生弹性变形,根据能量守恒定律:

$$\Delta E = \int_0^{\delta_{\max}} P(\delta) d\delta \quad (5)$$

式中, ΔE 为两冲击物能量变化; δ_{\max} 为法向最大压入量,m。联立式(1)和(5)得:

$$\delta_{\max} = \left(\frac{135\Delta E}{64\sqrt{3}ER^{\frac{1}{2}}} \right)^{\frac{2}{5}} \quad (6)$$

则最大冲击力:

$$P_{\max} = \frac{32\sqrt{3}}{27} E\sqrt{R} \left(\frac{135\Delta E}{64\sqrt{3}ER^{\frac{1}{2}}} \right)^{\frac{3}{5}} \quad (7)$$

1.2 Thornton弹塑性冲击理论分析

采用Thornton假设,将H型钢柱视为理想塑性材料,在冲击作用下其接触压力大于屈服强度时,H型钢柱的初始屈服接触半径和屈服应力之间的关系为:

$$\sigma_y = \frac{2Er_y}{\pi R} \quad (8)$$

式中, σ_y 为H型钢柱的屈服应力,Pa; r_y 为H型钢柱的初始屈服接触半径,m。

根据Hertz理论,H型钢柱的初始屈服应力^[17]:

$$p_y = C_v Y, C_v = 1.234 + 1.25\nu_2 \quad (9)$$

式中, Y 为H型钢柱的屈服强度,Pa; p_y 为H型钢柱的初始屈服应力,Pa。

根据力的平衡关系有:

$$P_{ep} = P_e - 2\pi \int_0^{r_p} [\delta(r) - p_y] r dr \quad (10)$$

式中, P_{ep} 为弹塑性情况下的实际接触压力,N; r_p 为塑性区屈服半径,m。

在弹塑性冲击情况下,根据式(11)得到法向压

入量与冲击力之间的关系^[18-19]:

$$P_{ep} = P_y + 2\pi R\sigma_y(\delta - \delta_y) \quad (11)$$

$$P_y = \frac{32\sqrt{3}}{27} E\sqrt{R} \delta_y^{\frac{3}{2}} \quad (12)$$

式中, P_y 为初始屈服压力,N; σ_y 为初始屈服压应力,N; δ 为竖向位移,m; δ_y 为初始屈服位移,m。

根据能量守恒可知,落锤产生的动能由接触区域的弹性变形能及弹塑性变形能组成,则:

$$\frac{1}{2} m v_1^2 = \int_0^{\delta_{y1}} P_e(\delta) d\delta + \int_{\delta_{y1}}^{\delta_{\max1}} P_{ep}(\delta) d\delta \quad (13)$$

式中, $\delta_{\max1}$ 为第一次冲击法向最大位移,m。

对式(13)积分可知第一次冲击时弹塑性碰撞最大冲击力与冲击质量、冲击速度及法向压入量之间的关系:

$$P_{\max1} = \frac{\frac{1}{2} m v^2 - \frac{64\sqrt{3}ER\delta_{y1}^{\frac{5}{2}}}{135}}{\delta_{\max1} - \delta_{y1}} + \pi R\sigma_y(\delta_{\max1} - \delta_{y1}) \quad (14)$$

式中, $P_{\max1}$ 为第一次冲击弹塑性碰撞最大冲击力,N; m 为落锤的质量,kg; v 为落锤与H型钢柱接触时的瞬时速度,m/s; δ_{y1} 为第一次冲击的初始屈服位移,m;其余同前。

由于第 n 次冲击在第 $n-1$ 次的基础上进行,通过多次分析推导,根据能量守恒定律:

$$\frac{1}{2} m v^2 = \int_{\delta_{y(n-1)}}^{\delta_{\max(n-1)}} P_e(\delta) d\delta + \int_{\delta_{\max(n-1)}}^{\delta_{\max n}} P_{ep}(\delta) d\delta \quad (15)$$

即第 n 次弹塑性冲击的最大冲击力与冲击质量、冲击速度及法向压入量之间的关系:

$$P_{\max n} = \frac{\frac{1}{2} m v^2 - \frac{64\sqrt{3}ER\left(\delta_{\max(n-1)}^{\frac{5}{2}} - \delta_{y(n-1)}^{\frac{5}{2}}\right)}{135}}{\delta_{\max n} - \delta_{\max(n-1)}} + \pi R\sigma_y(\delta_{\max n} - \delta_{\max(n-1)}) \quad (16)$$

式中, $\delta_{y(n-1)}$ 为第 n 次冲击的初始接触量,m; $\delta_{\max(n-1)}$ 为初始屈服位移, $\delta_{\max n}$ 为最大法向位移,m。

为量化不同能量冲击下的落锤冲击力峰值,引入无量纲修正系数 γ ,则

$$P_{\max n} = \gamma \left[\frac{\frac{1}{2} m v^2 - \frac{64\sqrt{3}ER\left(\delta_{\max(n-1)}^{\frac{5}{2}} - \delta_{y(n-1)}^{\frac{5}{2}}\right)}{135}}{\delta_{\max n} - \delta_{\max(n-1)}} + \pi R\sigma_y(\delta_{\max n} - \delta_{\max(n-1)}) \right] \quad (17)$$

第一次冲击时, $\delta_{y(n-1)} = 0, \delta_{\max(n-1)} = \delta_{y1}$ 。

2 落锤冲击试验

本次试验拟进行3个钢-木混合柱落锤冲击试验,探究节点套筒厚度对试件冲击力、竖向位移的影响,通过试验分析落锤多次冲击钢柱时,冲击力峰值与落锤速度、质量及竖向位移之间的关系,基于试验结果,拟合得到修正系数的表达式,进而建立冲击力计算模型。

考虑到在侧向冲击时,冲击方向的横梁会为节点提供支撑力,且在实体框架中,该横梁呈半刚性,节点远端并非限制梁整体的侧向位移。于是,针对柱构件单独承受冲击荷载时的动力响应,本试验采用半刚性弹簧支座来代替横梁提供反力,如图1所示。该半刚性弹簧支座最大可承受恒载为500 kN,允许最大竖向位移为200 mm。



图1 弹簧支座实物图

Fig.1 Photo of spring support

试验考虑的主要参数为冲击体质量(M),冲击体速度(V);节点钢柱采用Q235,截面尺寸为 $200\text{ mm}\times 200\text{ mm}\times 8\text{ mm}\times 12\text{ mm}$ 的H型钢,长1500 mm;木柱采用花旗松木材,截面尺寸为 $200\text{ mm}\times 200\text{ mm}$,长1000 mm;节点处套筒、L型连接件均采用焊接制成,节点构造示意如图2所示,节点试件几何参数见表1。

本研究采用大型落锤冲击试验平台进行试验,该平台的落锤最大提升高度为18 m,最大冲击能量33万焦耳(J),配备了精准的动态数据测试系统、高速摄像机和安全控制系统,满足本次落锤冲击试验的要求。落锤冲击试验加载装置如图3所示。

试验基于控制变量法,设计如表2所示的3组

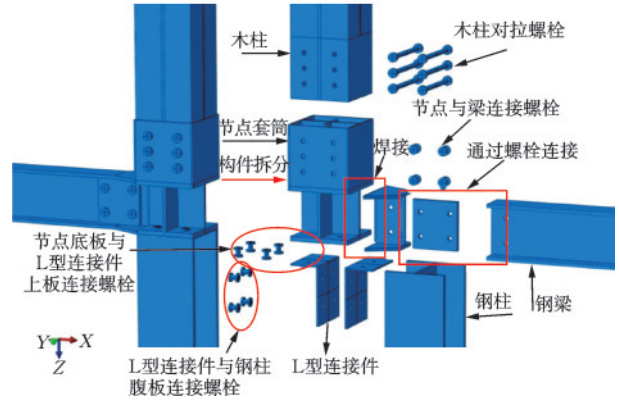


图2 节点构造示意图

Fig.2 Schematic diagram of joint construction

表1 试件几何参数

Table 1 Geometric parameters of specimens

试件编号	冲击位置	截面尺寸/mm	节点套筒厚度/mm	L型连接件厚度/mm
SWMC-S-1	钢柱跨中	200×200	5	6
SWMC-S-2	钢柱跨中	200×200	10	6

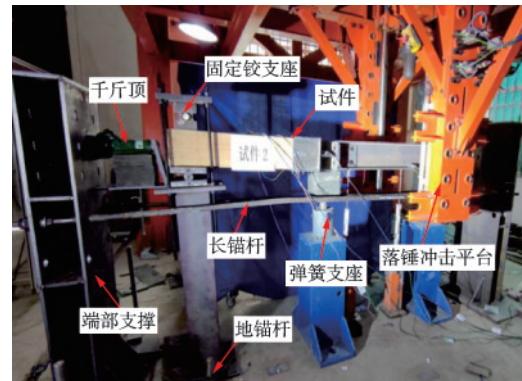


图3 试验加载装置

Fig.3 Test loading device

表2 试验参数设计

Table 2 Test parameter design

工况	试件	冲击次数	冲击速度 $v/(\text{m}\cdot\text{s}^{-1})$	落锤质量 m/kg	落锤直径 d/m	屈服应力 σ/Pa
I	SWMC-S-1	1	3.16	320	0.2	235
		2	4.47	320	0.2	235
		3	6.32	320	0.2	235
II	SWMC-S-2	1	3.16	320	0.2	235
		2	4.47	320	0.2	235
		3	6.32	320	0.2	235
III	SWMC-S-1	1	6.32	320	0.2	235
		2	6.32	420	0.2	235
		3	6.32	500	0.2	235

工况,共9组试验,分别以落锤质量 m 、落锤速度 v 和节点连接处套筒厚度为变量,研究修正系数经验公式,并验证冲击力计算模型合理性。

3 试验结果与分析

3.1 冲击速度影响分析

图4(a)、(b)分别为工况 I、II 条件下,冲击速度对冲击力的影响。不难看出,随着冲击速度的增大,冲击力峰值也随之增大。工况 I 在第三次冲击时,其冲击力峰值约为 475.5 kN,而工况 II 为 360.6 kN,这说明加厚套筒可以使能量进行耗散,使得冲击力峰值降低。图5(a)、(b)分别为工况 I、II 条件下的位移时程曲线。可以看出,加厚套筒,冲击点竖向最大位移也相应减小,但是并不明显,而两组的残余位移几乎相同,因此,加厚套筒可以降低冲击力峰值,而对竖向位移并无太大影响。

图6为冲击速度对修正系数的影响。可以发现,冲击速度与修正系数呈正相关,在工况 I 条件下,相关系数 $r^2 = 0.83$,工况 II 条件下为 0.99。

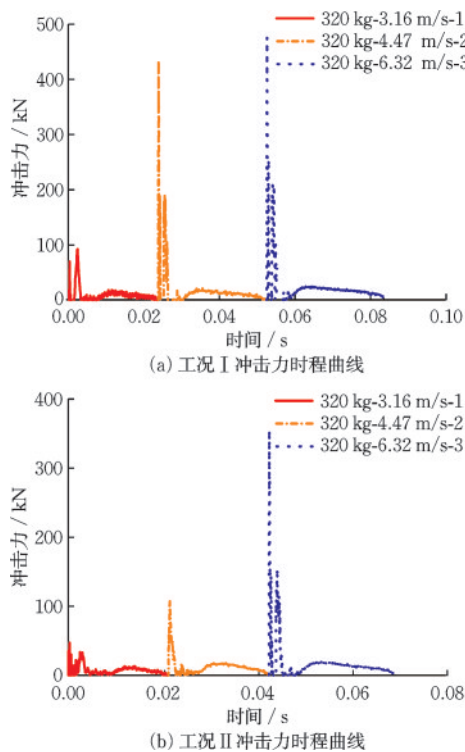


图4 落锤速度对冲击力的影响

Fig.4 Effect of drop hammer velocity on impact force

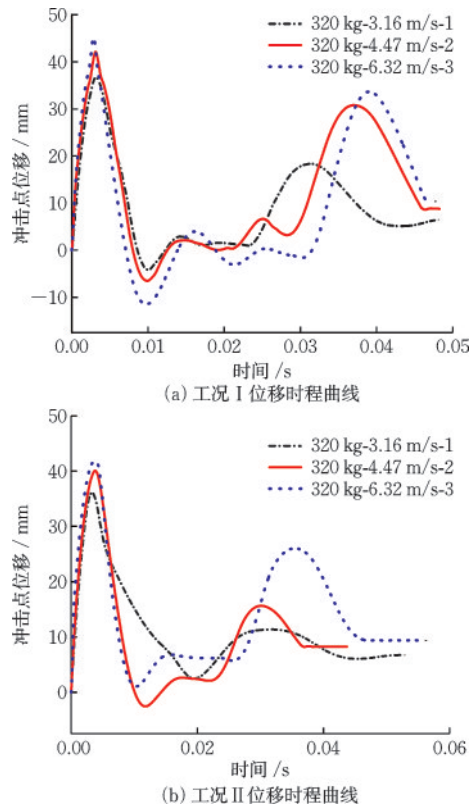


图5 落锤速度对竖向位移的影响

Fig.5 Effect of drop hammer velocity on vertical displacement

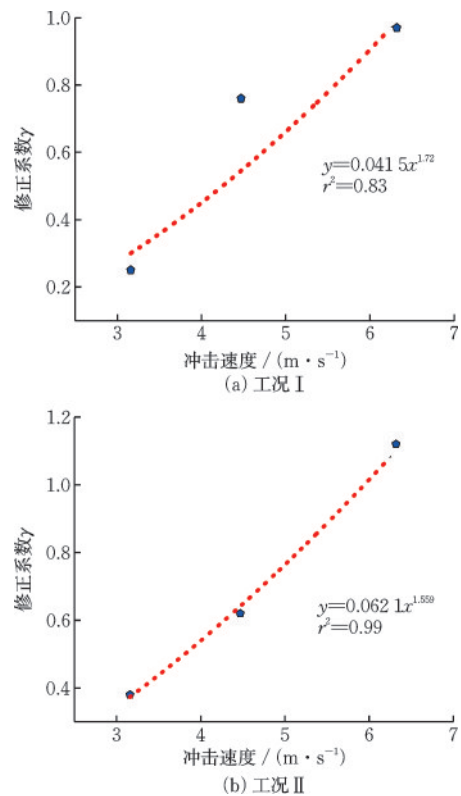


图6 落锤冲击速度对修正系数的影响

Fig.6 Effect of drop hammer impact velocity on correction coefficient

3.2 落锤质量影响分析

图7为工况Ⅲ条件下,落锤质量对冲击力的影响。三次冲击产生的冲击力峰值分别为276.9 kN、468.7 kN和522.2 kN,第二次冲击力峰值与第三次冲击力峰值差别远小于第一、二次之间,这是因为前两次冲击过程中,冲击速度保持在最大设定值6.32 m/s,仅改变了冲击质量,随着冲击的持续,损伤不断累积,构件的薄弱部位逐渐屈服,致使第三次冲击力峰值被限制在一定范围内。图8为工况Ⅲ条件下的位移时程曲线。从图中可以,看出此时有了更大的负向位移,究其原因是由于冲击速度和质量的增加导致冲击力的增大,随着支座反力增大,构件有了更大的向上位移,最后残余变形达到20.9 mm。由此可见,冲击能量对构件最终的残余变形影响很大。

图9反映了落锤质量对修正系数的影响。可以看出,落锤质量与修正系数呈负相关,相关系数 $r^2=0.8$ 。

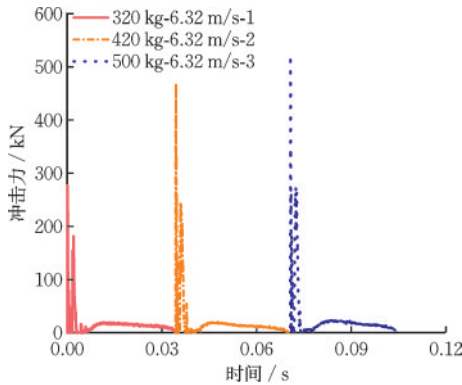


图7 落锤质量对冲击力的影响

Fig.7 Effect of drop hammer mass on impact force

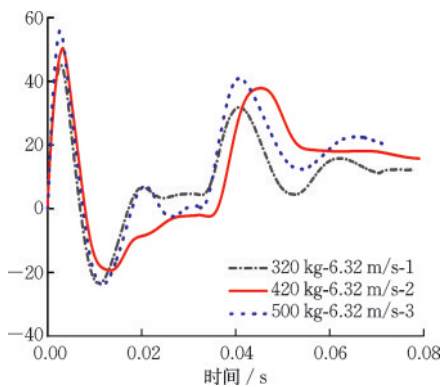


图8 落锤质量对竖向位移的影响

Fig.8 Effect of drop hammer mass on vertical displacement

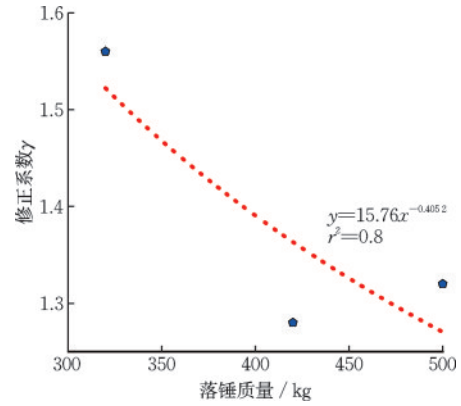


图9 落锤质量对修正系数的影响

Fig.9 Effect of drop hammer mass on correction coefficient

4 落锤冲击力参数修正及模型验证

4.1 落锤冲击力参数修正

H型钢柱在受到落锤冲击时,其动态响应与弹性或弹塑性物体在受到冲击时的响应存在一定差异,为了更准确地描述这种差异,并考虑到实际情况下弹塑性碰撞最大冲击力会受到的折减,引入了无量纲修正系数 γ 。

γ 与落锤质量(m)、落锤直径(d_c)、落锤冲击速度(v)、钢柱屈服强度(f_y)有关,则可将修正系数 γ 看作与以上4个影响因子相关的函数:

$$\gamma = f(m, d_c, v, f_y) \quad (18)$$

各影响因子的量纲信息见表3。基于量纲分析,建立修正系数 γ 的无量纲表达式:

$$\gamma = \lambda \frac{mv^2}{d_c^3 f_y} \quad (19)$$

表3 影响因子量纲分析表

Table 3 Dimension analysis of influencing factor

变量	符号	量纲
落锤质量	m	[M]
落锤直径	d_c	[L]
落锤冲击速度	v	[L][T] ⁻¹
钢柱屈服强度	f_y	[M][L] ⁻¹ [T] ⁻²

通过建立线性回归分析,建立经验方程,确定修正系数 γ 的待定系数 λ 的最优解为126.52,即修正系数 γ 的无量纲表达式:

$$\gamma = 126.52 \frac{mv^2}{d_c^3 f_y} \quad (20)$$

第 n 次冲击力表达式为:

$$P_{\max} = \gamma \left[\frac{\frac{1}{2}mv^2 - \frac{64\sqrt{3}E\sqrt{R}\left(\delta_{\max(n-1)}^{\frac{5}{2}} - \delta_{y(n-1)}^{\frac{5}{2}}\right)}{135}}{\delta_{\max(n-1)} - \delta_{\max(n-1)}} + \pi R \sigma_y (\delta_{\max(n-1)} - \delta_{\max(n-1)}) \right]$$

$$\gamma = 126.52 \frac{mv^2}{d_c^3 f_y}$$
(21)

其中,第一次冲击时: $\delta_{y(n-1)} = 0, \delta_{\max(n-1)} = \delta_{y1}$

4.2 模型验证

将落锤冲击力峰值的试验值与计算值进行对比,结果如图10所示。通过计算模型所得到的冲击力峰值与试验值吻合度较高,相关系数达到 $r^2 = 0.93$ 。

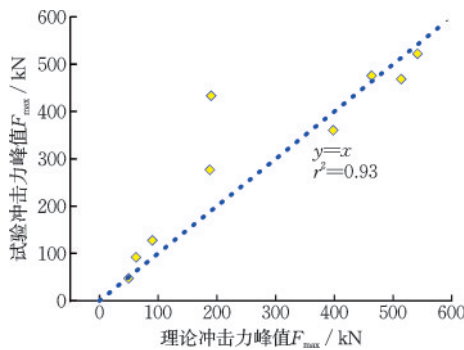


图10 计算冲击力峰值与试验冲击力峰值对比分析
Fig.10 Comparative analysis of calculated and test peak impact forces

为验证本文所提出的落锤冲击力计算模型的合理性,将本文计算模型与Hertz弹性理论^[16]及Thornton弹塑性理论计算模型^[18-19]进行对比,由于Hertz弹性理论及Thornton弹塑性理论未涉及多次冲击计算,因此,以第一次冲击为例,计算结果与对比如图11所示,其相关性 r^2 分别达到0.94、0.92,说明该计算模型具有一定安全储备。

5 结论

(1) 加厚钢木组合柱连接处套筒,冲击点竖向最大位移减小,但是并不明显,且两组的残余位移几乎相同,因此加厚套筒可降低冲击力峰值,而对竖向位移并无太大影响。

(2) 基于能量守恒定律,以冲击竖向位移为变量,构建了多次冲击下不同能量冲击的落锤冲击力计算方法,该方法适用于落锤冲击钢体时最大冲击

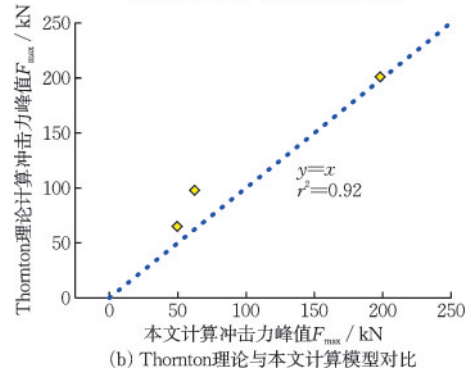
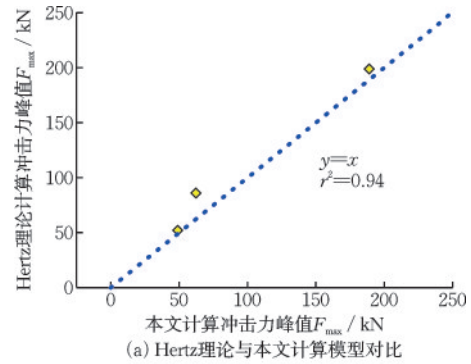


图11 模型验证对比图

Fig.11 Comparison of model validation

力计算。

(3) 落锤冲击H型钢柱试验结果表明:冲击速度、落锤质量对冲击力及竖向位移有明显影响;修正系数与冲击速度呈正相关,与落锤质量呈负相关。

(4) 基于试验结果,采用量纲分析法和线性回归分析法,建立了修正系数 γ 的无量纲经验公式,进而构建不同能量多次冲击下的落锤冲击力计算模型,并将其与试验值、Hertz弹性理论及Thornton弹塑性理论计算模型进行对比,结果表明有较好的一致性。

参考文献:

- [1] 颜庆虎,吴红梅,李虹燕,等.装配式混凝土框架梁柱节点抗冲击性能研究[J].福建建筑,2023(2):53-56.
Yan Q H, Wu H M, Li H Y, et al. Study on impact resistance of prefabricated concrete frame beam-column joints[J]. Fujian Architecture, 2023(2): 53-56. (in Chinese)
- [2] Masato K, Norimitsu K, Yusuke K, et al. Dynamic response analysis for rigid steel portal frames under impact loading[J]. Applied Mechanics and Materials, 2011, 1381: 82-82.
- [3] Zou D L, Yu X F. Experimental investigation on the lo-

- cal damage behavior of reinforced concrete-stainless steel membrane composite material structures subjected to large-scale missile impact[J]. *Case Studies in Construction Materials*, 2024, 21: e04005.
- [4] Xue J Y, Ren G Q, Qi L G, et al. Lateral behavior of glued-laminated timber frame infilled with light-wooden-frame wall hybrid system: Experimental and numerical analysis[J]. *Structures*, 2021, 30: 352-367.
- [5] 张莹, 侯博晗, 希丰. 不同温度下约束钢梁的落锤冲击响应分析[J]. *防灾减灾工程学报*, 2018, 38(6): 1026-1032.
Zhang Y, Hou B H, Xi F. Analysis of drop hammer impact response of restrained steel beams at different temperatures[J]. *Journal of Disaster Prevention and Mitigation Engineering*, 2018, 38(6): 1026-1032. (in Chinese)
- [6] Wang H, Yang B, Chen K, et al. Parametric analysis and simplified approach for steel-framed subassemblies with reverse channel connection under falling-debris impact[J]. *Engineering Structures*, 2020, 225: 111263.
- [7] Zhao H, Wang R, Li Q M, et al. Experimental and numerical investigation on impact and post-impact behaviours of H-shaped steel members[J]. *Engineering Structures*, 2020, 216: 110750.
- [8] D'Antimo M, Latour M, Jaspert J P, et al. Numerical and experimental investigation of simply supported steel beams under drop-weight impact tests[J]. *Ce/Papers*, 2019, 3: 3-4.
- [9] Zhang X, Bi K M, Li H W, et al. Impact force profiles of steel pipes under drop weight impact[J]. *Structures*, 2023, 52: 1101-1115.
- [10] 陈颖骥, 王全才. 基于Hertz弹性理论和Thornton弹塑性假设的滚石冲击力的修正计算[J]. *科学技术与工程*, 2018, 18(13): 37-41.
Chen Y Q, Wang Q C. Revised calculation of impact force of Rolling Stone based on Hertz elastic Theory and Thornton elastic-plastic hypothesis[J]. *Science, Technology and Engineering*, 2018, 18(13): 37-41. (in Chinese)
- [11] 何思明, 吴永, 李新坡. 颗粒弹塑性碰撞理论模型[J]. *工程力学*, 2008, 25(12): 19-24.
He S M, Wu Y, Li X P. Theoretical model of elastic-plastic impact of particles [J]. *Engineering Mechanics*, 2008, 25(12): 19-24. (in Chinese)
- [12] 何思明, 李新坡, 吴永. 考虑弹塑性变形的泥石流大块石冲击力计算[J]. *岩石力学与工程学报*, 2007, 26(8): 1664-1669.
He S M, Li X P, Wu Y. Calculation of impact force of large debris flow with consideration of elastic-plastic deformation [J]. *Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering*, 2007, 26(8): 1664-1669. (in Chinese)
- [13] 黄连芬, 李瑞园. 基于理想弹塑性假定的滚石冲击力计算方法研究[J]. *力学与实践*, 2021, 43(5): 712-721.
Huang L F, Li R Y. Research on calculation method of impact force of rolling stone based on ideal elastic-plastic assumption[J]. *Mechanics and Practice*, 2021, 43(5): 712-721. (in Chinese)
- [14] Labiouse V, Descoedres F, Montani S. Experimental study of rock sheds impacted by blocks[J]. *Structural Engineering International*, 1996, 6(3): 329-340.
- [15] Meree H, Wang D, Yan S, et al. Dynamic response of rock sheds to successive rockfall impacts using light-weight expanded clay aggregate (LECA) cushions: An experimental and numerical study[J]. *International Journal of Impact Engineering*, 2024, 193: 105043-105043.
- [16] Johnson K L. *Contact mechanics*[M]. Cambridge: Cambridge University Press, 1985.
- [17] Brizmer V, Kligerman Y, Etsion I. The effect of contact conditions and material properties on the elasticity terminus of a spherical contact[J]. *International Journal of Solids and Structures*, 2005, 43(18-19): 5736-5749.
- [18] Thornton C, Ning Z. A theoretical model for the stick/bounce behaviour of adhesive, elastic-plastic spheres [J]. *Powder Technology*, 1998, 99(2): 154-162.
- [19] Thornton C. Coefficient of restitution for collinear collisions of elastic perfectly plastic spheres[J]. *Journal of Applied Mechanics, ASME*, 1997, 64(2): 383-386.

(本文编辑:赵霞)