文章编号:1673-9469(2024)03-0016-07 DOI:10.3969/j.issn.1673-9469.2024.03.003

压弯荷载作用下内置T肋方钢短柱的承载力与延性性能

董江磊,高圣彬*,高玉学
(上海师范大学 建筑工程学院,上海 201418)

摘要: 为研究内置T肋方钢短柱在承受压弯荷载作用下的承载力与延性性能,建立了考虑初始几何缺陷和焊接残余应力的内置一字肋方钢短柱的三维弹塑性有限元分析模型,通过与既有研究结果比较,验证了有限元分析模型的准确性;采用参数化分析的方法对内置T肋方钢短柱的三维有限元模型进行分析,探究翼缘正则化宽厚比、加劲肋正则化长细比以及轴压比等参数对方钢短柱最大受弯承载力和极限应变的影响规律;基于参数化分析结果,提出了预测该类方钢短柱最大受弯承载力和极限应变的计算公式。研究结果表明,随着翼缘正则化宽厚比、加劲肋正则化长细比与轴压比的减小,内置T肋方钢短柱的最大受弯承载力与延性性能得到提升。

关键词: T形加劲肋;参数化分析;最大受弯承载力;极限应变
中图分类号: TU391 **文献标识码:** A

Load-carrying Capacity and Ductility Behavior of Steel Square Stub Column with T-shaped Stiffeners Under Compression and Bending Loads

DONG Jianglei, GAO Shengbin*, GAO Yuxue
(School of Civil Engineering, Shanghai Normal University, Shanghai 201418, China)

Abstract: In order to study the load-carrying capacity and ductility behavior of steel square stub columns with T-shaped stiffeners under combined compression and bending loads, a three-dimensional elastic-plastic finite element analysis model of steel square stub columns with rectangular stiffeners was established, taking into account initial geometric defects and welding residual stresses. The accuracy of the finite element model was verified by comparing it with existing research results. A series of parametric studies were carried out to investigate the effect of normalized flange width-thickness ratio, normalized stiffener's slenderness ratio and axial compression ratio on the maximum flexural capacity and ultimate strain of steel square stub columns with T-shaped stiffeners. Based on the results of the parametric analysis, the calculation formulas for predicting the maximum flexural capacity and ultimate strain of these stub columns were proposed. The research results indicate that as the normalized flange width-thickness ratio, normalized stiffener's slenderness ratio and axial compression ratio decrease, the maximum flexural capacity and ductility behavior of steel square stub columns with T-shaped stiffeners are improved.

Key words: T-shaped stiffener; parametric study; maximum flexural capacity; ultimate strain

随着城市交通网络系统的不断完善,对高架桥等城市立体交通设施的需求迅速扩大。研发合理的结构体系成为桥梁抗震研究的热点[1]。为此,世界各国提出了各自的抗震设计理念,并研发了抗震性能优异的桥梁结构[2-4]。桥墩作为主要承重构件,对桥梁整体的抗震性能起着关键作用。

收稿日期: 2023-08-13
基金项目: 国家自然科学基金资助项目(51778361)
作者简介: 董江磊(2000-),男,安徽合肥人,硕士研究生,从事结构抗震方面研究。
*通信作者:高圣彬(1970-),男,江苏泰州人,博士,教授,从事钢-混凝土组合结构抗震方面研究。

钢桥墩因抗震性能优良,已被广泛应用于城市交通建设中。然而,已有的震灾调查表明,在地震作用下钢桥墩根部极易发生局部屈曲破坏[5-6]。针对此类问题的解决方案主要有以下几种:在钢桥墩内部填充混凝土[7]、增设加劲肋[8]以及内置耗能区[9]等。

Zheng 等[10]、张建东等[11]研究了压弯荷载作用下有无一字加劲肋的箱形钢短柱的延性性能,提出了计算其极限应变的经验公式。包龙生等[12]研究了内置 T 肋圆管截面钢桥墩的延性性能,发现随着 T 肋数量的增加,钢桥墩的极限承载力虽有所增加,但其延性比并不与加劲肋用钢量成正比例增加。高玉学等[13]研究了内置 T 肋箱形钢桥墩的延性性能。研究结果表明,随着翼缘宽厚比、桥墩长细比、加劲肋长细比与轴压比的减小,钢桥墩的延性性能得到显著提升,提出了预测该类钢桥墩最大承载力和延性性能的计算公式。

目前对于内置 T 肋箱形钢短柱延性性能的研究尚不多见,并且其延性性能受到多种参数影响,试验存在工作量大、耗时长、费用昂贵等问题。本文采用弹塑性有限元分析方法对内置 T 肋方钢短柱的延性性能开展研究。通过与既有研究结果的对比,验证所采用有限元分析方法的准确性。针对 125 个内置 T 肋方钢短柱开展参数化分析,研究翼缘正则化宽厚比、加劲肋正则化长细比以及轴压比等参数对钢短柱最大受弯承载力和极限应变的影响规律。基于参数化分析结果,提出了预测该类方钢短柱最大受弯承载力和极限应变的计算公式。

1　有限元分析方法验证

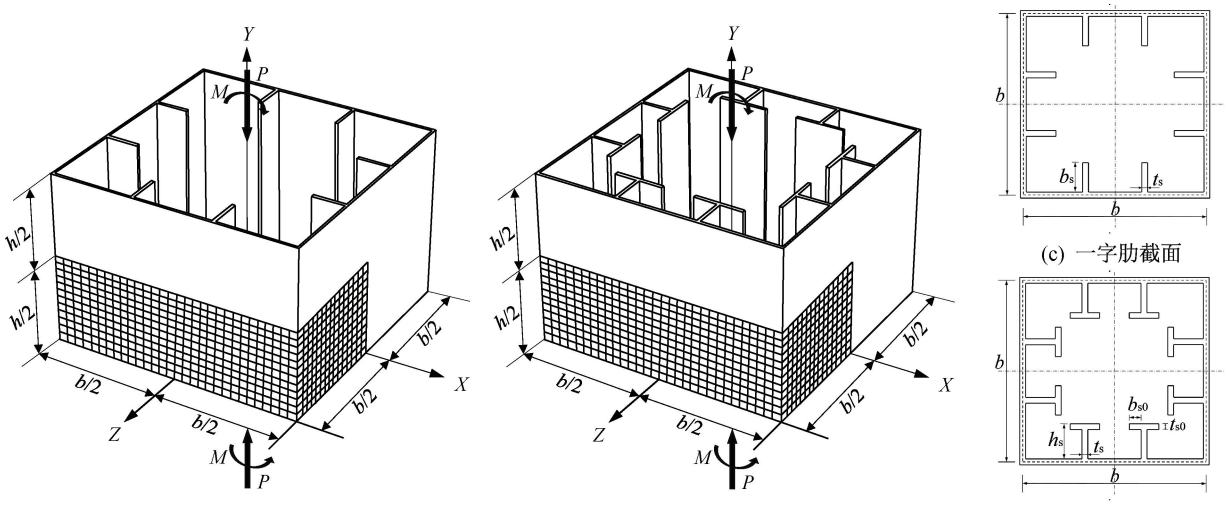
1.1　有限元分析模型

本文参照既有研究成果[10],采用 ABAQUS 软件建立了如图 1(a)所示的带一字肋方钢短柱有限元分析模型。“短柱”代表钢桥墩从根部到第一个横隔板之间的部分。由于结构形式与荷载均具有对称性,只需建立 1/4 模型(图中网格部分)进行计算。钢板采用四节点缩减积分壳单元(S4R)建模。为了考虑壳单元沿厚度方向的塑性发展,在其厚度方向上设置 5 个辛普森积分点。钢材的本构关系采用具有屈服平台的应变强化型应力-应变关系[14],其中:屈服强度 σ_y 为 235 MPa,弹性模量 E 为 206 GPa,泊松比 υ 为 0.3。

图 2 为钢短柱在承受压弯荷载作用下的变形示意图。上下两端采用简支边界条件,假定在承受弯曲荷载作用时两端横截面上各节点的变形均保持为一个刚性平面。

采用极限应变 ε_u 评估钢短柱的延性性能。极限应变的定义为钢短柱两端施加的受弯荷载与受压翼缘平均应变曲线($M-\varepsilon$ 曲线)中,当受弯荷载下降到最大受弯承载力 95%时对应的应变。受压翼缘平均应变的计算公式见式(1):

$$\varepsilon = \frac{u_{a1} + u_{a2} + \theta \cdot b/2}{h/2} = \frac{2u_2}{h} \tag{1}$$



(a) 一字肋分析模型　　(b) T 肋分析模型　　(c) 一字肋截面　　(d) T 肋截面

图 1　钢短柱分析模型示意图

Fig. 1　Schematic diagram of steel stub column analysis model

式中:u_{a1} 为轴向载荷 P 引起的位移,mm;u_{a2} 为由受弯荷载导致中性轴偏移所产生的位移,mm;$\theta \cdot b/2$ 为因转动产生的位移,mm;u_2 为受压翼缘上下两端分别产生的位移,mm;h 为短柱的长度,mm。

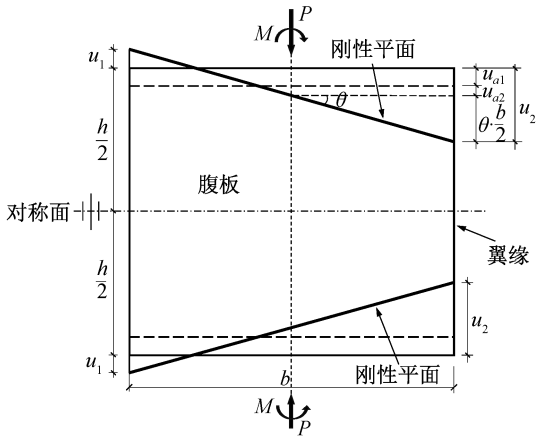


图 2 压弯荷载作用下钢短柱变形示意图

Fig. 2 Deformation diagram of steel stub column under compression and bending loads

1.2 有限元计算方法的验证

通过对比文献[10]中带一字肋箱形钢短柱的有限元计算结果,验证本文所采用的三维有限元建模方法的准确性。试件高度 h 为 532 mm,翼缘宽度 b 为 760 mm,翼缘厚度 t 为 10 mm,加劲肋宽度 b_s 为 90 mm,加劲肋厚度 t_s 为 9 mm,轴压比 P/P_y 为 0.2。翼缘正则化宽厚比 R_f 为 0.45,该参数控制翼缘的局部屈曲,其计算公式如下:

$$R_f = \frac{b}{t}\sqrt{\frac{12(1-\upsilon^2)}{4n^2\pi^2}}\sqrt{\frac{\sigma_y}{E}} \tag{2}$$

式中:n 为翼缘板被加劲肋分隔后的子板数。

加劲肋正则化长细比 $\bar{\lambda}_s$ 为 0.25,该参数控制加劲肋的失稳,其计算公式如下:

$$\bar{\lambda}_s = \frac{1}{\sqrt{Q}}\frac{h}{r_s}\frac{1}{\pi}\sqrt{\frac{\sigma_y}{E}} \tag{3}$$

$$Q = \frac{1}{2R_f}(\beta - \sqrt{\beta^2 - 4R_f}) \leqslant 1.0 \tag{4}$$

$$\beta = 1.33R_f + 0.868 \tag{5}$$

式中:r_s 为单个纵向加劲肋和其相邻翼缘板所组成的 T 形截面沿与翼缘板相平行主轴的截面回转半径,mm;Q 为被加劲肋分隔后的子板局部屈曲强度参数。

图 3 为本文与文献[10]中试件的 $M-\varepsilon$ 曲线对比。可以看出,两者的初始刚度、最大受弯承载力和承载力下降阶段都比较吻合。图 4 为本文与文献[10]的试件破坏模式对比。可以发现两者的破坏模式基本一致,翼缘和腹板屈曲破坏发生的位置和变形幅值均吻合较好。综上所述,本文建立的三维弹塑性有限元分析模型能准确模拟带肋方钢短柱在压弯荷载作用下的破坏模式,并评价其延性性能。

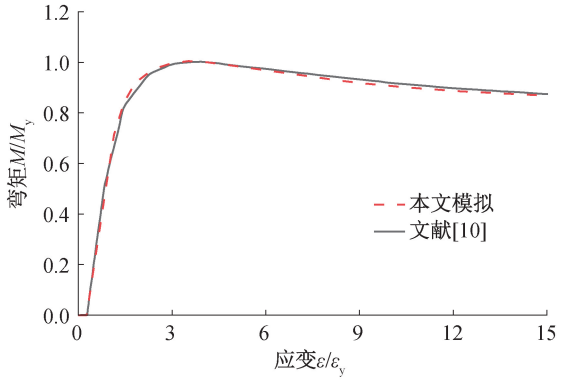
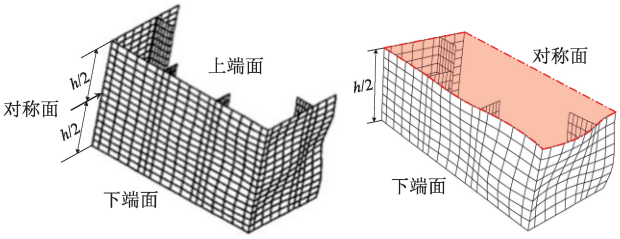


图 3 $M-\varepsilon$ 曲线对比

Fig. 3 Comparison of $M-\varepsilon$ curve



(a) 文献[10](1/2模型) (b) 本文模拟(1/4模型)

图 4 试件破坏模式对比

Fig. 4 Comparison of failure modes of the specimen

2 内置 T 肋方钢短柱有限元计算模型的建立

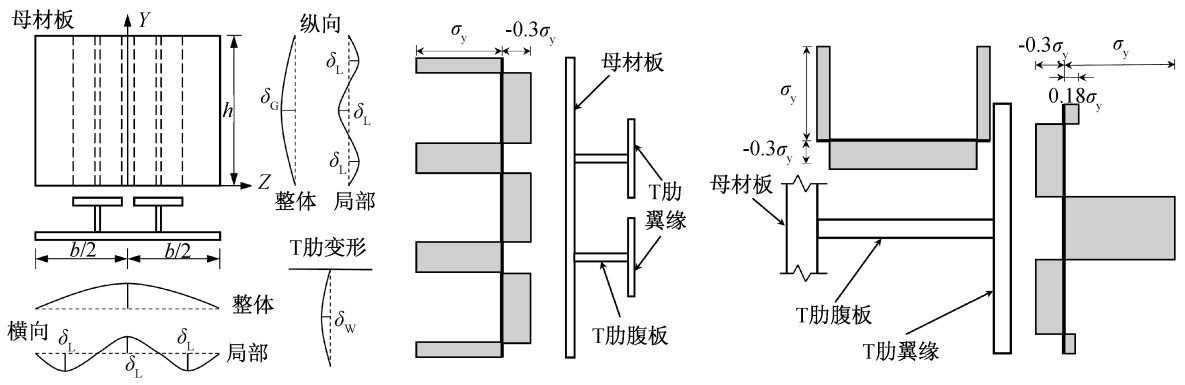
采用与 1.1 节相同的有限元建模方法,建立如图 1(b)所示的内置 T 肋方钢短柱的三维有限元计算模型(1/4 模型)。钢材的本构关系、单元类型和边界条件等均与前文相同。

2.1 初始几何缺陷和残余应力

采用图 5(a)所示的初始几何缺陷分布,该分布同时考虑了钢短柱整体几何缺陷和受加劲肋影响产生的局部几何缺陷。翼缘的初始几何缺陷[10]计算公式如下:

$$\delta = \delta_G + \delta_L \tag{6}$$

$$\delta_G = \frac{h}{1\,000}\sin\left(\frac{\pi}{h}y\right)\cos\left(\frac{\pi}{b}z\right) \tag{7}$$



(a) 初始几何缺陷分布　　(b) 母材板残余应力分布　　(c) T肋残余应力分布

图 5　钢短柱的初始几何缺陷和残余应力分布

Fig. 5　Initial geometric defects and residual stress distribution of steel stub columns

表 1　不同横隔板纵横比下的试件几何属性

Tab. 1　Geometric properties of the specimens under different aspect ratios of adjacent diaphragms

试件名称	R_f	α	h/mm	b/mm	t/mm	h_s/mm	t_s/mm	b_{s0}/mm	t_{s0}/mm	P/P_y
S60-05	0.6	0.5	405	810	8	35	4	60	4	0.3
S60-07	0.6	0.7	567	810	8	50	4	60	4	0.3
S60-10	0.6	1.0	810	810	8	74	4	60	4	0.3
S60-15	0.6	1.5	1 215	810	8	110	4	60	4	0.3

$$\delta_L = \frac{b}{150n}\sin\left(\frac{m\pi}{h}y\right)\cos\left(\frac{n\pi}{b}z\right) \tag{8}$$

式中:δ_G 为整体初始挠度,mm;δ_L 为局部初始挠度,mm;m 为局部几何缺陷沿短柱高度方向的半波数,本文取 3[10]。腹板处缺陷则用 x 替代式(7)(8)中的 z,方向相反(向外)。T 肋的初始几何缺陷依据文献[15-16]的研究,在其腹板处设置半个正弦波,波峰峰值 δ_W 取 T 肋腹板高度的 1/200。此外,参照文献[17]中的研究成果,设置如图 5(b)(c)所示的焊接残余应力分布。

2.2　横隔板纵横比影响

根据对实际钢桥墩的调查,横隔板纵横比 α($\alpha=h/b$)的取值主要位于 0.5~1.5 之间。为研究横隔板纵横比对钢短柱延性性能的影响,设计 4 个不同 α 值的钢短柱试件,具体几何属性如表 1 所示。

图 6 为不同横隔板纵横比下的 $M-\varepsilon$ 曲线对比。由图可知,当 $\alpha=0.7$ 时,最大受弯承载力和承载力下降阶段的曲线都最低。因此,后续将针对 $\alpha=0.7$ 的钢短柱开展参数化分析研究。

3　内置 T 肋方钢短柱的参数化分析

本节采用参数化分析方法,研究翼缘正则化宽厚比 R_f、加劲肋正则化长细比 $\bar{\lambda}_s$ 以及轴压比

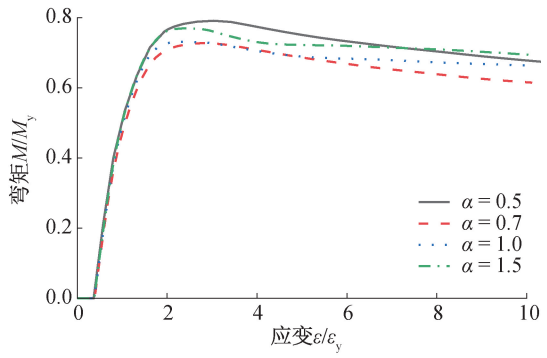


图 6　不同横隔板纵横比下的 $M-\varepsilon$ 曲线对比

Fig. 6　Comparison of $M-\varepsilon$ curves under different aspect ratios of adjacent diaphragms

P/P_y 等参数对内置 T 肋方钢短柱延性性能的影响规律。综合考虑以上三种参数的实际工程应用范围,共设计 125 个试件,其中 R_f、$\bar{\lambda}_s$ 和 P/P_y 的取值范围分别为 0.4~0.8、0.3~0.8 和 0.1~0.5。

3.1　翼缘正则化宽厚比影响

图 7 为不同翼缘正则化宽厚比下的 $M-\varepsilon$ 曲线对比。可以看出,随着翼缘正则化宽厚比的增大,试件最大受弯承载力显著下降。以图 7(c)为例,当 R_f 从 0.7 依次减小到 0.4 时,最大受弯承载力分别为 $0.65M_y$、$0.71M_y$、$0.81M_y$ 和 $0.90M_y$,相对提升了 9.23%、24.61%和 38.46%;其极限应变分别为 $4.11\varepsilon_y$、$4.16\varepsilon_y$、$4.39\varepsilon_y$ 和 $5.21\varepsilon_y$,相对提升

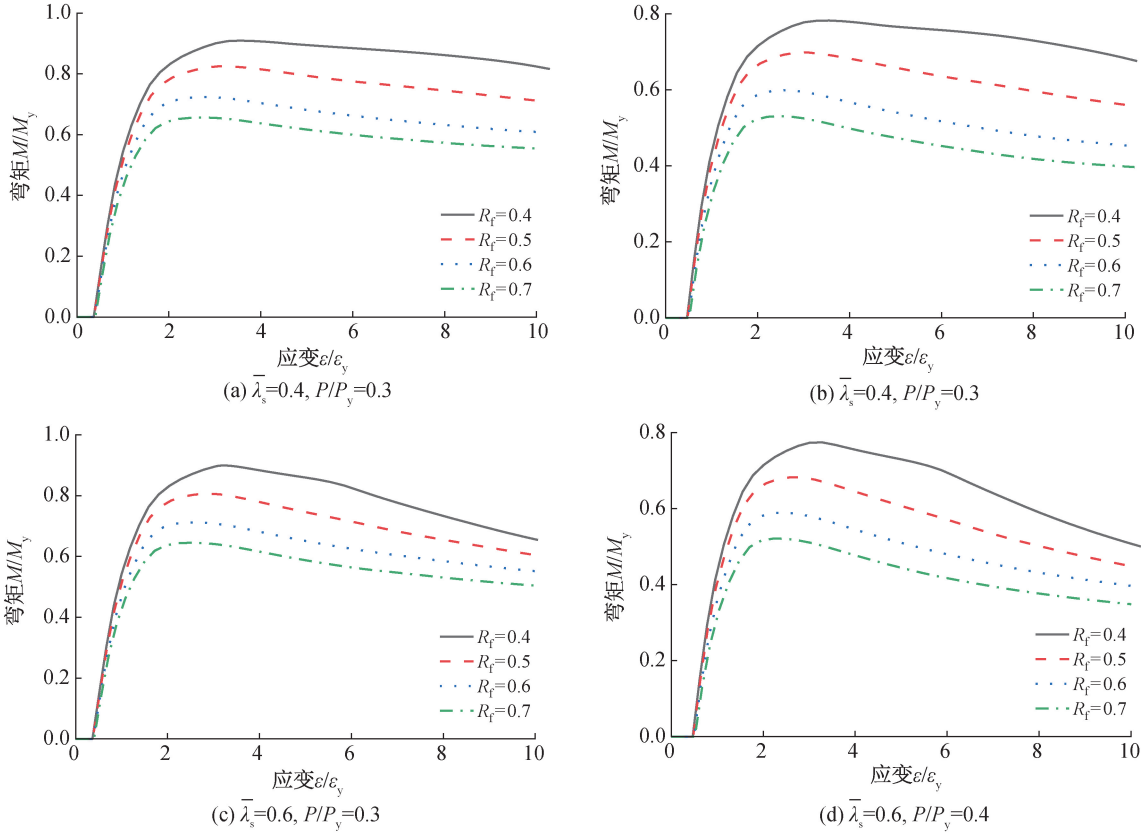


图 7 翼缘正则化宽厚比影响

Fig. 7 Effect of normalized flange width-thickness ratio

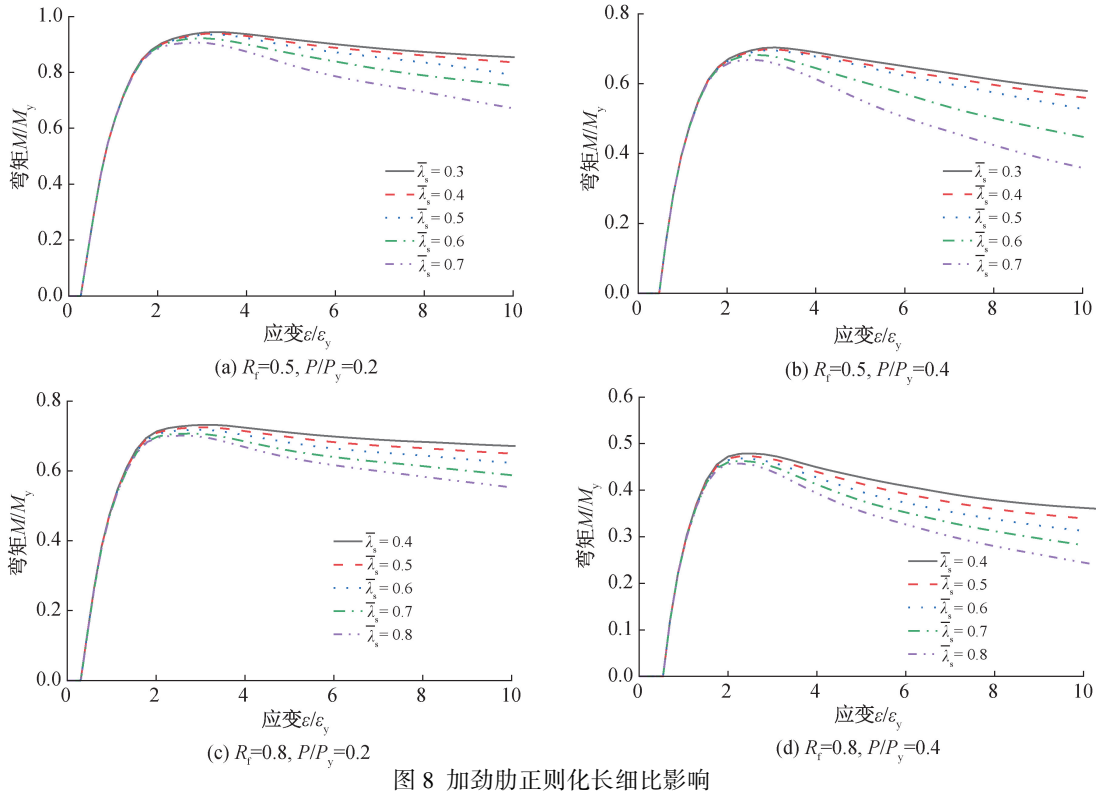
了 1.22%、6.81%和 26.70%。由此可知,翼缘正则化宽厚比对最大受弯承载力的影响较大;当翼缘正则化宽厚比较大时,极限应变的变化并不明显。这是因为传统带一字肋钢短柱在承受逐渐增大的弯曲荷载时,母材板会率先发生屈曲,然后随着一字加劲肋的面外屈曲,导致钢短柱的受弯承载力显著下降。而由于 T 肋翼缘为其腹板提供了较强的侧向支撑,使得 T 肋腹板的面外屈曲变形并不明显。因此,T 肋能够为母材板提供较强的加劲效果,从而导致内置 T 肋钢短柱的 $M-\varepsilon$ 曲线在达到最大受弯承载力后的曲线下降段变得较为平缓。通过对比图 7 各分图可以发现,随着轴压比的增大,不同翼缘正则化宽厚比的 $M-\varepsilon$ 曲线之间差距增大,翼缘正则化宽厚比对试件最大受弯承载力的影响效果变得更加明显。

3.2 加劲肋正则化长细比影响

图 8 为不同加劲肋正则化长细比下的 $M-\varepsilon$ 曲线对比。可以看出,随着加劲肋正则化长细比的增大,最大受弯承载力在逐步减小,峰值后的承载力下降速度变快。以图 8(b)为例,当 $\bar{\lambda}_s$ 从 0.7 依次减小到 0.3 时,其极限应变分别为 $3.58\varepsilon_y$、$3.91\varepsilon_y$、$4.68\varepsilon_y$、$4.79\varepsilon_y$ 和 $5.02\varepsilon_y$,相对提升了 9.22%、30.73%、33.80%和 40.22%;最大受弯承载力分别为 $0.669M_y$、$0.682M_y$、$0.695M_y$、$0.699M_y$ 和 $0.704M_y$,相对提升了 1.94%、3.88%、4.48%和 5.23%。由此可知,加劲肋正则化长细比对极限应变的影响较大,对最大受弯承载力的影响相对较小。通过对比图 8 各分图可以发现,随着轴压比的增大,不同加劲肋正则化长细比的峰值后 $M-\varepsilon$ 曲线之间差距增大,导致加劲肋正则化长细比对试件延性性能的影响更加明显。

3.3 轴压比影响

图 9 为不同轴压比下的 $M-\varepsilon$ 曲线对比。可以看出,随着轴压比的增大,试件最大受弯承载力显著下降,峰值后的承载力下降速度也变快。以图 9(d)为例,当试件的轴压比从 0.1 依次增大到 0.5 时,其极限应变分别为 $4.93\varepsilon_y$、$4.47\varepsilon_y$、$3.85\varepsilon_y$、$3.30\varepsilon_y$ 和 $2.90\varepsilon_y$,相对降低了 9.33%、21.90%、33.06%和 41.18%;最大受弯承载力分别为 $0.83M_y$、$0.71M_y$、$0.59M_y$、$0.46M_y$ 和 $0.33M_y$,相对降低了 14.46%、28.92%、44.58%和 60.24%。由此可知,轴压比对最大受弯承载力和极限应变的影响都很大。

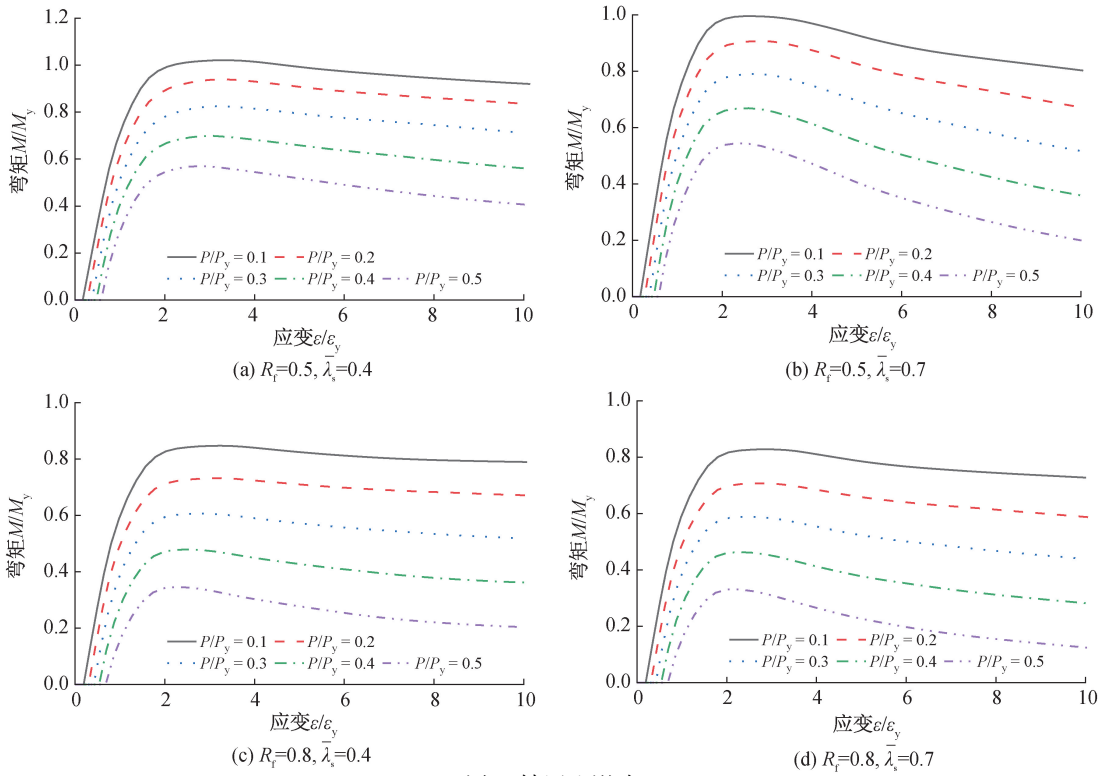


(a) R_f=0.5, P/P_y=0.2　(b) R_f=0.5, P/P_y=0.4

(c) R_f=0.8, P/P_y=0.2　(d) R_f=0.8, P/P_y=0.4

图 8 加劲肋正则化长细比影响

Fig. 8 Effect of normalized stiffeners' slenderness ratio



(a) R_f=0.5, $\bar{\lambda}_s$=0.4　(b) R_f=0.5, $\bar{\lambda}_s$=0.7

(c) R_f=0.8, $\bar{\lambda}_s$=0.4　(d) R_f=0.8, $\bar{\lambda}_s$=0.7

图 9 轴压比影响

Fig. 9 Effect of axial compression ratio

4 最大受弯承载力和极限应变的公式拟合

基于前一节的参数化分析结果,拟合内置 T 肋方钢短柱的最大受弯承载力 M_m/M_y 和极限应变 $\varepsilon_u/\varepsilon_y$ 计算公式如下:

$$\frac{M_m}{M_y} = -3.2R_f^{0.14}\bar{\lambda}_s^{0.02} - 1.1P/P_y + 4.0 \quad (9)$$

$$\frac{\varepsilon_u}{\varepsilon_y}=\frac{0.28}{R_f^{1.2}\bar{\lambda}_s^{0.55}-0.12}+\frac{8.3}{1+P/P_y}-3.3 \quad (10)$$

式中:$0.4\leqslant R_f\leqslant 0.8$,$0.3\leqslant\bar{\lambda}_s\leqslant 0.8$,$0.1\leqslant P/P_y\leqslant 0.5$。

图 10 为有限元模拟结果与上述拟合曲线的对比,均方误差分别为 0.04 和 0.35。

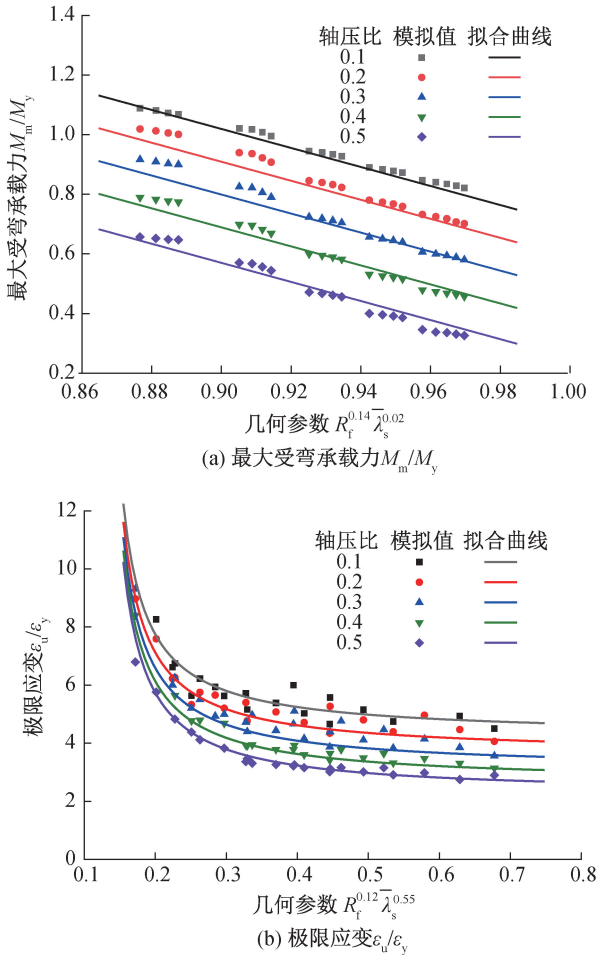


图 10 最大受弯承载力和极限应变拟合曲线

Fig. 10 Fitting curves of maximum flexural capacity and ultimate strain

5 结论

1)有限元模拟结果与既有文献中的结果吻合较好,表明本文所采用的有限元计算模型具有很高的精度,能够准确预测内置 T 肋方钢短柱的延性性能和破坏模式。

2)随着翼缘正则化宽厚比、加劲肋正则化长细比以及轴压比的减小,钢短柱的最大受弯承载力和极限应变逐步提高。

3)基于参数化分析结果,提出了预测该类方钢短柱最大受弯承载力与极限应变的计算公式。

参考文献:

[1] CHEN W F, DUAN L. Bridge engineering handbook: Seismic design[M]. 2nd ed. New York: CRC Press Taylor & Francis Group, 2014.

[2] 中华人民共和国交通运输部. 公路桥梁抗震设计规范: JTG/T 2231-01—2020[S]. 北京:人民交通出版社,2020.

[3] 日本道路協会. 道路橋示方書(Ⅴ耐震設計編)・同解説[S]. 東京:丸善出版株式会社, 2017.

[4] AASHTO. Standard specifications for highway bridges [S]. 17th ed. Washington DC: American Association of State Highway and Transportation Officials, 2002.

[5] 诸葛翰卿, 谢 旭, 李帅领, 等. 水平双向地震作用下薄壁方形截面钢桥墩抗震性能试验及实用算法研究[J]. 土木工程学报, 2020, 53(12): 74-85.

[6] 刘乃藩, 高圣彬. 带肋圆形截面钢桥墩的延性性能预测[J]. 哈尔滨工业大学学报, 2017, 49(3): 138-143.

[7] 刘富平, 高圣彬. 往复荷载作用下部分填充混凝土箱形截面钢桥墩的破坏模式[J]. 结构工程师, 2020, 36(06): 1-10.

[8] 袁辉辉, 唐 瑜,吴庆雄. 薄壁带肋方型截面钢桥墩抗震性能的拟静力试验研究[J]. 福州大学学报(自然科学版), 2016, 44(04): 459-464.

[9] 江凯萍, 李海锋, 赵雪航, 等. 内置耗能钢板的门式箱型钢桥墩抗震性能研究[J]. 工程力学, 2022, 39(10): 200-214.

[10] ZHENG Y, USAMI T, GE H. Ductility of thin-walled steel box stub-columns[J]. Journal of Structural Engineering, 2000, 126(11): 1304-1311.

[11] 张建东, 葛汉彬, 王春林. 薄壁加劲箱形钢桥墩简化抗震评估方法[J]. 中国公路学报, 2013, 6(1): 113-120.

[12] 包龙生, 廖 晶, 王占飞. 内置 T 型钢板补强圆形钢桥墩抗震性能研究[J]. 沈阳建筑大学学报(自然科学版), 2010, 26(04): 665-669.

[13] 高玉学, 高圣彬. 内置 T 肋箱形钢桥墩的延性性能研究[J]. 河北工程大学学报(自然科学版), 2023, 40(02): 77-83.

[14] 吉伯海, 高圣彬. 钢桥抗震与损伤控制设计指南:基础篇[M]. 南京: 河海大学出版社, 2008.

[15] 陈绍蕃. 轴心压杆板件宽厚比限值的统一分析[J]. 建筑钢结构进展, 2009, 11(05): 1-7.

[16] 邓长根, 应武挡, 崔凡承. 焊接 H 形截面纯弯钢构件弹塑性局部相关屈曲分析[J]. 建筑结构, 2017, 47(13): 20-25.

[17] 陈建桂. 开口肋加劲板焊接残余应力实验与数值模拟研究[D]. 福州: 福州大学, 2018.

(责任编辑 王利君)