

负弯矩作用下钢-混凝土组合梁转动能力计算

刘 洋, 童乐为, 孙 波, 陈以一

(同济大学 土木工程防灾国家重点实验室, 上海 200092)

摘要: 首先建立了非线性有限元数值模型, 得到了作者前期有关组合梁试验数据的验证。然后, 应用该可靠的有限元模型, 进行了大量算例的参数效应分析, 研究了端部弯矩比、力比、腹板高厚比、翼缘宽厚比、受压翼缘侧向长细比、残余应力分布方式、混凝土与钢梁之间的连接程度等 7 种参数对组合梁转动能力的影响规律。分析表明: 除了连接程度对转动能力的影响较小外, 其他参数都具有重要的影响。最终, 提出了考虑上述影响参数的组合梁转动能力计算公式, 供工程设计应用。

关键词: 钢-混凝土组合梁; 负弯矩区域; 转动能力; 建议公式

中图分类号: TU398.902

文献标志码: A

Rotation Capacity Calculation for Steel - Concrete Composite Beams under Negative Bending Moment

LIU Yang, TONG Lewei, SUN Bo, CHEN Yiyi

(State Key Laboratory for Disaster Reduction in Civil Engineering, Tongji University, Shanghai 200092, China)

Abstract: A nonlinear finite element model for numerical analysis is developed firstly in this paper, which is validated by the data from the authors' previous experiments. Using this reliable model, then a large amount of case study is carried out to investigate the effects of seven parameters on the rotation capacity, such as end-moment ratio, force ratio, web height-thickness ratio, flange width-thickness ratio, slenderness ratio of compressive flange, residual stress distribution pattern and degree of connection between concrete and steel. It is found that except the degree of connection, the other parameters have significant influence. Finally, a formula for rotation capacity of the composite beams considering the above influencing parameters is proposed for engineering design.

Key words: steel - concrete composite beams; negative bending moment; rotation capacity; formula suggestion

在负弯矩作用下, 由混凝土上翼缘和 H 型钢梁通过栓钉剪力键连接组成的钢-混凝土组合梁(以下简称组合梁)的转动能力作为一项重要设计性能指标, 在钢框架组合梁负弯矩区受压翼缘平面外支撑的设置^[1]以及连续组合梁负弯矩区塑性内力重分布调幅系数的选取中^[2], 起到决定性的作用。

目前, 国内外学者普遍采用 Galambos^[3]提出的转动能力 R 的定义(图 1):

$$R = \theta_u / \theta_p - 1 \quad (1)$$

式中: θ_p 为在钢梁或组合梁全截面塑性弯矩 M_p 作用下, 按完全弹性抗弯刚度计算的截面转角。对于在纯弯曲的情况下, θ_u 为截面外加弯矩下降至 $0.95M_p$ 时截面的转角; 对于其他受力情况下, θ_u 为截面外加弯矩下降至 M_p 时截面的转角。

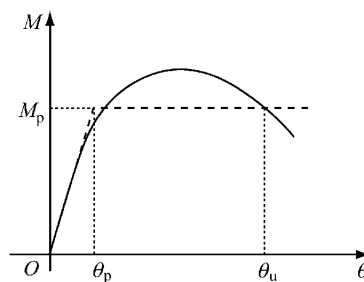


图 1 转动能力的定义

Fig.1 Definition of rotation capacity

国外关于组合梁转动变形能力的研究开展较早, Schilling^[4]针对腹板高厚比较大 (>80) 的组合梁, 提出以腹板高厚比为参数的 R 表达式, 但公式只考虑了腹板局部失稳效应。Ahti Laane 等^[5]研究了力比、腹板高厚比、翼缘宽厚比、弯剪联合作用程度

收稿日期: 2014-04-15

基金项目: 国际钢铁协会 Living Steel 宝钢钢结构住宅项目 (B10BSEG001)

第一作者: 刘 洋 (1982—), 男, 博士生, 主要研究方向为钢及组合结构。E-mail: liuyang821127@163.com

通讯作者: 童乐为 (1961—), 男, 工学博士, 教授, 博士生导师, 主要研究方向为钢及组合结构。E-mail: tonglw@tongji.edu.cn

对组合梁塑性转角 $\theta_u - \theta_p$ 的影响,并提出了腹板受压区高度与腹板厚度比值 R 为主要参数的计算公式. Kemp^[6] 针对纯钢梁和组合梁,提出了考虑整体屈曲和局部屈曲的 R 计算公式,公式考虑因素比较全面,包含了参数腹板高厚比、翼缘宽厚比、侧向长细比,但这三种参数采用相同的指数表达形式,没有考虑对 R 影响的差别. Chia 等^[7] 研究了腹板高厚比、翼缘宽厚比、侧向长细比对钢梁塑性转角 $\theta_u - \theta_p$ 的影响,提出了上述参数采用不同指数的拟合公式,反映了三者对 R 影响的差别,但没考虑不同荷载工况对 R 的影响. Nethercot 等^[8] 开展了在结构变形中,钢梁和组合梁所需转动能力的研究,并提出了相关计算公式.

在国内,朱聘儒等^[9] 根据连续组合梁试验,提出将力比表达的钢梁受压翼缘极限压应变和塑性铰长度作为主要参数的塑性转角 $\theta_u - \theta_p$ 计算公式,但公式没有考虑畸变屈曲或局部屈曲等失稳效应. 聂建国等^[10] 在朱聘儒研究的基础上,重新回归了 $\theta_u - \theta_p$ 的计算公式,提高了公式精度. 余志武等^[11] 提出以力比,腹板受压区高度为主要参数的截面极限曲率延性系数计算方法,用于确定内力重分布的调幅系数. 陈世鸣^[12]、贾远林等^[13] 提出考虑发生局部屈曲的预应力组合梁 R 计算公式,在公式中腹板高厚比、翼缘宽厚比采用相同的指数,没能反映两者对 R 影响的差别,同时,也没有考虑不同工况的影响. 刘洋、童乐为^[14] 采用数值分析的方法,对端部弯矩比、腹板高厚比等因素对组合梁 R 的影响做了定性的研究.

鉴于上述组合梁转动能力 R 研究不足的现状,有必要开展进一步的研究. 为此,本文在作者前期 8 根组合梁试验研究^[15] 的基础上,首先建立有限元数值模型,其正确性得到了试验数据的验证. 然后,应用这一可靠的数值模型,进行大量的参数分析,研究组合梁端部弯矩比、力比、腹板高厚比、翼缘宽厚比、受压翼缘侧向长细比、残余应力分布方式、剪力连接程度等 7 类参数对组合梁 R 的影响规律. 最终,根据参数的影响规律,提出以端部弯矩比,等效长细比为参数,同时设置修正系数来考虑残余应力分布的组合梁转动能力 R 的计算公式,供工程设计应用.

1 有限元模型的建立及试验验证

本文选用有限元软件 ABAQUS 进行建模.

计算模型为平面内简支梁,并在梁两端施加转角位移的方法,选用 Newton-Raphson 算法,进行非

线性有限元计算.

模型截面如图 2 所示,钢梁截面类型为 H 型钢,腹板高度 $h_w = 600$ mm,翼缘宽度 $b = 180$ mm. 混凝土板宽度 b_s 为 800 mm、厚度 h_s 为 100 mm. 板内沿长度方向布置横向分布钢筋,间距 400 mm,直径 16 mm. 同时沿板宽度方向布置上下两层纵向受力钢筋,共 10 根,间距 200 mm. 图 2 中, t_w 为腹板厚度, t_f 为翼缘厚度, h 为 H 型钢截面总高度.

模型中,钢梁采用 Q235,钢筋采用 HRB400,栓钉采用 Q235,混凝土板采用 C30.

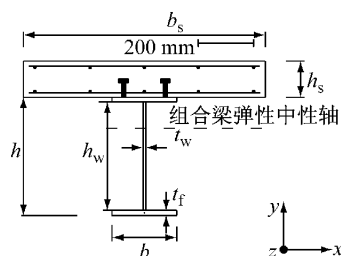


图 2 组合梁截面参数

Fig.2 Parameters of cross section of composite beam

上述有限元模型的详细情况参见文献[16].

通过有限元分析(FEA)结果与本文作者前期试验结果^[15] 的比较,来验证有限元模型的可靠性和有效性. 验证详情参见文献[16].

2 组合梁的参数选取

分析模型考虑 7 类参数的变化,即端部弯矩比 M_2 / M_1 、力比 ρ 、腹板高厚比 h_w / t_w 、翼缘宽厚比 b / t_f 、残余应力分布的形式、组合程度 η 、受压翼缘侧向长细比 λ ,具体情况如下:

(1) 如图 3 所示, M_2 / M_1 共有 5 种工况,即 M_2 / M_1 取值为 1、0.5、0、-0.5、-1.

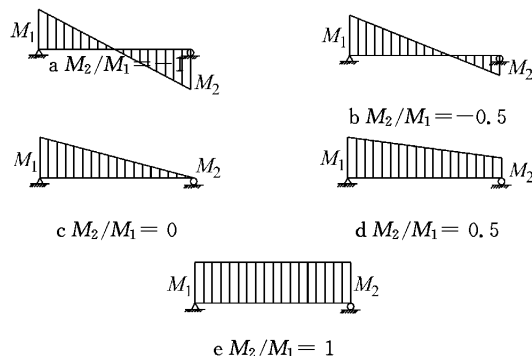


图 3 组合梁端部弯矩工况

Fig.3 Cases of bending moment at ends of composite beam

(2) 组合梁的力比 ρ 为

$$\rho = A_r f_{ry} / A_s f_y \quad (2)$$

式中: A_r 为纵向钢筋总面积; f_{ry} 为纵向钢筋屈服强度; A_s 为钢梁截面面积, f_y 为钢梁钢材屈服强度。

通常力比 ρ 一般小于 0.5, 本文选取 0.1、0.2、0.4 三种情况. ρ 的变化通过改变 A_r 来实现。

(3) 针对 Q235 钢材, 我国钢规关于塑性设计的 H 型截面板件宽(高)厚比限值规定:

① 受压翼缘宽厚比 $b/(2t_f)$ 为 9, 本文选取板件宽厚比限值的 100%、75%、50% 作为参数, 即 $b/(2t_f)$ 取值为 9、7、5。

② 在组合梁受负弯矩作用时, 钢梁部分处于压弯状态, 当截面 $N/(A_s f_y) < 0.37$ 时, 腹板高厚比 h_w/t_w 的限值为 $72 - 100N/(A_s f_y)$; 当截面 $N/(A_s f_y) \geq 0.37$ 时, h_w/t_w 的限值为 $35N/(A_s f_y)$ 。其中 N 为钢梁截面承受的压力。

$N/(A_s f_y)$ 实际上是力比 ρ , 故在 ρ 为 0.1、0.2、0.4 时, h_w/t_w 的界限值分别为 62、52、35。

为了在较大的 h_w/t_w 取值范围内, 研究 h_w/t_w 对 R 的影响, 故 h_w/t_w 的取值应适当超出限值。同时, 为了分析 ρ 对 R 的影响, 应排除 h_w/t_w 的影响效应, 故不同 ρ 对应的 h_w/t_w 取值应一致。

为了满足上述要求, 并采用弯曲受力时的 h_w/t_w 界限值 72 作为取值上限, 在 ρ 取较小值 0.1、0.2 时, 本文选取 72 的 100%、75%、50% 作为参数, 既 h_w/t_w 取值为 72、54、36; 在 ρ 取较大值 0.4 时, 选取 72 的 75%、50% 作为参数, 既 h_w/t_w 取值为 54、36, 形成既有大于限值, 又有接近和小于限值的等差数列。

(4) H 型截面钢梁的残余应力分布因制作工艺不同而有所差别, 常见的残余应力分布有三种图式: 热轧梁截面残余应力分布、翼缘板边火焰切割的焊接梁截面残余应力分布、翼缘板边为轧制边的焊接梁截面残余应力分布。三种残余应力分布图式的详细情况参见文献[16]。

(5) 组合程度 $\eta = n_b/n_t$ 用栓钉数量比来反映, 式中, n_b 为组合梁实际栓钉总数; n_t 为完全组合的连接所需布置的栓钉总数。按照我国钢结构规范[1]中相关条文计算. η 取 0.6、0.8、1。

(6) 钢梁受压翼缘侧向长细比 $\lambda = l/r_y$, 其中 l 为跨度, r_y 为受压翼缘绕 y 轴的回转半径(图 2)。 λ 受到上述参数的显著影响, 取值详见表 1。

表 1 有限元分析考虑的侧向长细比

Tab.1 Lateral slenderness ratio λ considered in finite element analysis (FEA)

反映残余应力分布的加工方式	组合程度 η	端部弯矩比 M_2/M_1	力比 ρ	翼缘宽厚比 b/t_f	腹板高厚比 h_w/t_w	受压翼缘侧向长细比 λ
轧制	1	1	0.1、0.2	10、14、18	36、54、72	20、30、40
		0.5	0.1、0.2	10、14、18	36、54、72	30、40、50
		0	0.1、0.2	10、14、18	36、54、72	40、60、80
			0.4	10、14、18	36、54	40、60
		-0.5	0.1、0.2	10、14、18	36、54、72	100、130、160
			0.4	10、14、18	36、54	100、130、160
		-1	0.1、0.2	10、14、18	36、54、72	100、130、160
			0.4	10、14、18	36、54	100、130、160
		-1	0.1、0.2	10	36、54	100、130
			0.4	10	36、54	100、130
		0.6、0.8	0.1、0.2	10	36、54	100、130
		1	0.1、0.2	10、14、18	36、54	20、30、40
焊接, 板边轧制	1	1	0.1、0.2	10、14、18	36、54	20、30、40
焊接, 板边焰切	1	1	0.1、0.2	10、14、18	36、54	20、30、40

3 参数效应分析及结果讨论

3.1 端部弯矩比

图 4 给出了 M_2/M_1 与转动能力 R 的关系曲线。

由图 4 可见:

(1) R 随 M_2/M_1 从 1 到 -1 的减小而增大, 这是因为 M_2/M_1 从 1 到 -1, 弯矩梯度增大, M_1 作用端至反弯点的长度 l_e 逐渐减少, 既负弯矩区长度 l_e 减少, l_e 容易小于畸变失稳单波的长度, 组合梁发生

整体失稳的可能性降低, 如图 5 所示, 其承载力组合梁的极限承载力 M_u 提高, 超过 M_p (工况 $M_2/M_1 = 1$ 为 $0.95M_p$) 的区域增大, 则外力下降至 M_p 对应的转角 θ_u 增大, 故转动能力 R 增大。

(2) 当 $0.5 \leq M_2/M_1 \leq 1$ 时, 由于整个梁段处于负弯矩区, 且负弯矩值较大, R 随 M_2/M_1 的减小而增加的不显著。

(3) 当 $-1 \leq M_2/M_1 \leq -0.5$ 时, R 随 M_2/M_1 的减小而增加得较小。这是因为, 虽然 $M_2/M_1 = -0.5$ 时的负弯矩区长度大于 $M_2/M_1 = -1$ 时的负

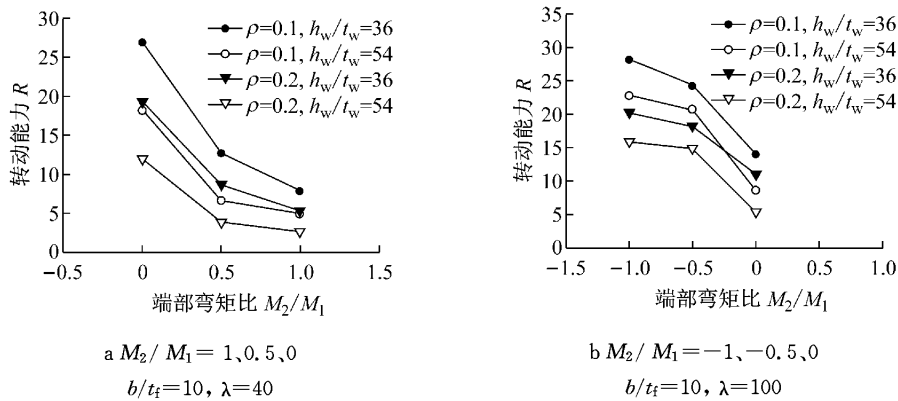
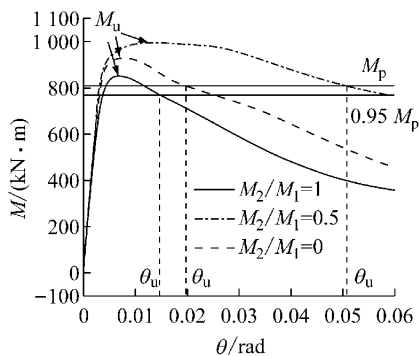
图4 端部弯矩比的影响对 R 的影响Fig.4 Influence of bending moment ratio between two ends on R 

图5 不同端部弯矩比作用下的弯矩-转角曲线

Fig.5 Moment-rotation curves in different bending moment ratio between two ends

弯矩区长度,但是 $M_2/M_1 = -0.5$ 时的正弯矩区受力小,只有最大负弯矩的一半,基本处于弹性变形阶段,形成对负弯矩区的有效约束;而 $M_2/M_1 = -1$ 时的正弯矩区受力大小与负弯矩区相同,已进入弹塑性变形阶段,对负弯矩区的约束效应减弱,从而导致在此范围内的 R 变化较小。

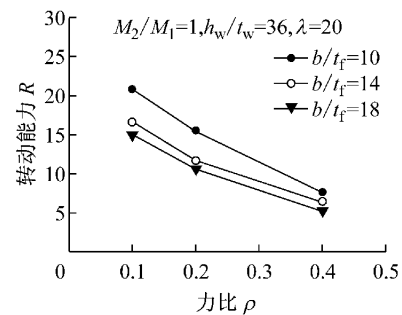
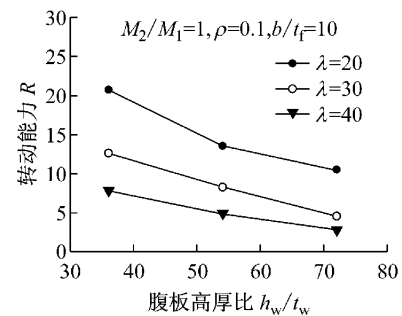
3.2 力比

图6给出了力比对 R 的影响。由图6可知,随着力比 ρ 的增大, R 明显减小。这是因为,在负弯矩作用下,组合梁混凝土板内的钢筋受拉,钢梁除了承受弯矩外,还要承受与钢筋拉力相平衡的压力。力比 ρ 增大,虽然会使钢筋配筋增加,导致 M_u 和 M_p 增大,但是钢筋承受的总拉力增大,为了保持受力平衡,钢梁所受压力也增大,腹板受压区高度增大,容易发生失稳,导致 M_u/M_p 的降低,故 R 减小。

3.3 腹板高厚比

图7给出了腹板高厚比 h_w/t_w 对 R 的影响,表明随着 h_w/t_w 增大, R 降低。这是因为 h_w/t_w 增大意味着腹板对受压翼缘在梁平面外变形(x 方向变形)的约束减弱,受压翼缘更容易发生梁平面外的变形,

导致组合梁过早失稳, R 降低。

图6 力比对 R 的影响Fig.6 Influence of force ratio on R 图7 腹板高厚比对 R 的影响Fig.7 Influence of web height-thickness ratio on R

3.4 翼缘宽厚比

如图8所示,总体而言,随着翼缘宽厚比 b/t_f 的增大, R 减小。这可能是因为 b/t_f 越大,越容易引发翼缘的局部失稳,并与畸变失稳耦合,从而降低了 R 。但与 h_w/t_w 相比, b/t_f 对 R 的影响相对较小。

3.5 受压翼缘侧向长细比

图9给出了受压翼缘侧向长细比对 R 的影响。

由图9可得:受压翼缘侧向长细比 λ 对组合梁 R 影响显著, λ 的增大引起 R 的降低。因为,当 h_w/t_w 和 b/t_f 小于钢规范塑性设计限值时,组合梁相当一部

分发生如图 10 所示的畸变屈曲,畸变屈曲时, λ 是影响极限承载力 M_u 的重要因素, λ 增大引起 M_u 和 M_u/M_p 的降低,从而致使 R 减小。

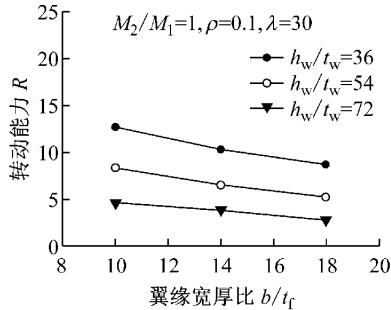


图 8 翼缘宽厚比对 R 的影响

Fig.8 Influence of flange width-thickness ratio on R

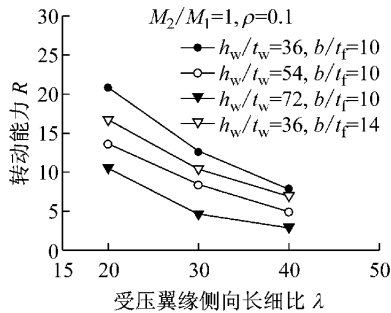


图 9 受压翼缘侧向长细比对 R 的影响

Fig.9 Influence of lateral slenderness ratio of the compression flange on R

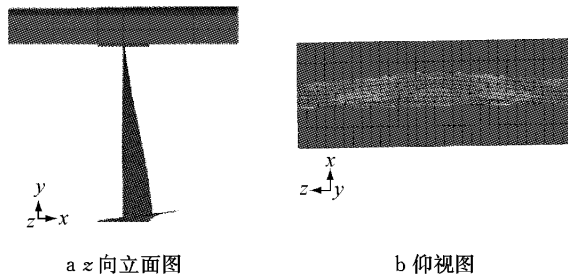


图 10 畸变屈曲示意图

Fig.10 Distortional buckling

3.6 残余应力分布模式

图 11 给出了 H 型钢截面残余应力分布图式对 R 的影响,分析表明:

(1) 截面焊接且翼缘板边焰切的组合梁,其 R 值与截面轧制组合梁的 R 值相差很小.这是因为翼缘板边焰切形成的残余应力,虽然受压区域大,且压力值大,但在板边形成一定的受拉区,对平面外的稳定性有利,致使两者的 R 值相差很小。

(2) 截面焊接且翼缘板边轧制的组合梁,其 R 值比截面轧制组合梁的 R 值降低较多.因为截面焊

接且翼缘板边轧制的梁,其翼缘受压残余应力区大,且压力数值高,使钢梁较早地进入塑性变形,发生失稳破坏,降低了组合梁的 R 值。

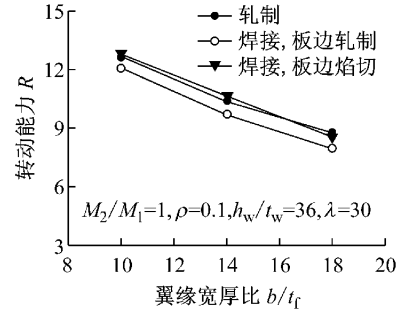


图 11 残余应力分布对 R 的影响

Fig.11 Influence of residual stress distribution on R

3.7 组合程度

表 2 表明:在负弯矩作用下,组合程度(栓钉连接键数量少)的降低使 M_u 的降低有限,影响不明显, $R_{\eta=0.6}/R_{\eta=1}$ 基本在 0.93 以上; $R_{\eta=0.8}/R_{\eta=1}$ 基本在 0.97 以上.这与唐亮、聂建国的结论^[17]相一致.其中, $R_{(\eta=0.6)}$, $R_{(\eta=0.8)}$, $R_{(\eta=1)}$ 分别为组合程度 $\eta=0.6$, $\eta=0.8$, $\eta=1$ 对应的转动能力 R 。

表 2 不同组合程度的 R 比值

Tab.2 R ratio with different composite level

M_2/M_1	b/t_f	h_w/t_w	λ	ρ	$R_{\eta=0.6}/R_{\eta=1}$	$R_{\eta=0.8}/R_{\eta=1}$
0	10	54	40	0.1	0.97	0.98
0	10	54	40	0.2	0.96	0.99
0	10	54	60	0.1	0.96	0.96
0	10	54	60	0.2	0.96	0.98
0	10	72	40	0.1	0.93	0.94
0	10	72	40	0.2	0.97	0.99
0	10	72	60	0.1	0.95	0.95
0	10	72	60	0.2	0.92	0.94
-1	10	36	100	0.1	0.93	0.97
-1	10	36	100	0.2	0.96	0.98
-1	10	36	130	0.1	0.90	0.97
-1	10	36	130	0.2	0.96	0.98
-1	10	54	100	0.1	0.93	0.97
-1	10	54	100	0.2	0.96	0.97
-1	10	54	130	0.1	0.94	0.98
-1	10	54	130	0.2	0.90	0.97

4 组合梁转动能力的计算公式

综上所述,影响组合梁转动能力 R 的主要因素有端部弯矩比 M_2/M_1 、力比 ρ 、腹板高厚比 h_w/t_w 、翼缘宽厚比 b/t_f 和受压翼缘侧向长细比 λ . 为此,本文采用数据回归分析的方法,拟合得出组合梁转动能力 R 的计算公式.公式直接包含了以上 5 类参数的影响,以幂函数形式构成.同时,以轧制梁截面残

余应力分布的组合梁有限元计算为基础,引入修正系数来考虑焊接残余应力分布图式的影响. R 的计算公式为

$$R = 7.0\alpha C_m^2 / \lambda_g \quad (3)$$

式中: α 为残余应力分布图式修正系数,截面轧制或截面焊接且翼缘板焰切时, $\alpha=1$, 截面焊接且翼缘板边轧制时, $\alpha=0.8$; C_m 为端部弯矩比影响系数:

$$C_m = 1.75 - 1.05 \frac{M_2}{M_1} + 0.3 \left(\frac{M_2}{M_1} \right)^2 \quad (4)$$

当 $C_m \geq 2.35$ 时,取 $C_m=2.35$.

λ_g 为等效长细比:

$$\lambda_g = (1 + \rho)^{6.87} K_f^{0.16} K_w K_\lambda^{1.27} \quad (5)$$

式中:

$$K_f = b / (18t_f) \sqrt{235/f_y} \quad (6)$$

$$K_w = h_w / (72t_w) \sqrt{235/f_y} \quad (7)$$

$$K_\lambda = \lambda / \lambda_{cr} \sqrt{235/f_y} \quad (8)$$

$$\lambda_{cr} = \begin{cases} \left(45 - 10 \frac{M_2}{M_1} \right) \sqrt{\frac{235}{f_y}}, & 0.5 < \frac{M_2}{M_1} \leq 1 \\ \left(60 - 40 \frac{M_2}{M_1} \right) \sqrt{\frac{235}{f_y}}, & -0.5 < \frac{M_2}{M_1} \leq 0.5 \\ \left(75 - 10 \frac{M_2}{M_1} \right) \sqrt{\frac{235}{f_y}}, & -1 \leq \frac{M_2}{M_1} \leq -0.5 \end{cases} \quad (9)$$

式(3)的相关系数为 0.86 说明,本文公式(3)的相关系数较高,形式设定比较合理.

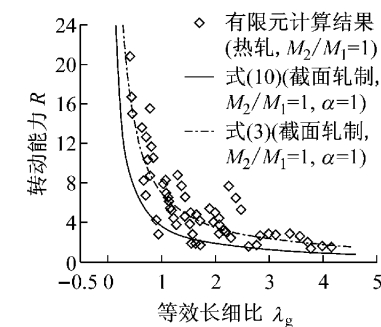
式(3)具有 50% 的保证率,由图 12 所示,有限元数据点分布在公式线上下. 但工程设计中,一般要求公式具有 95% 的保证率,故需要对式(3)作进一步修正. 根据多元回归分析理论,式(3)除以 $e^{1.645s}$ 得出具有 95% 保证率的计算公式,其中 s 为均方差. 经计算,得出式(3)的 s 为 0.39,故有:

$$R = 3.69\alpha C_m^2 / \lambda_g \quad (10)$$

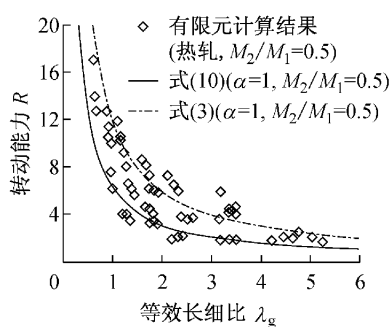
图 12 给出了在不同弯矩工况和残余应力分布情况下的式(10)计算结果,以及与有限元数值分析结果的比较. 由图 12 可见,两者吻合良好,并且有限元数据点基本上在公式线以上.

图 13 给出了式(10)计算结果与本文试验结果的比较. 由图 13 可见,试验数据点在公式线附近,两者差异较小.

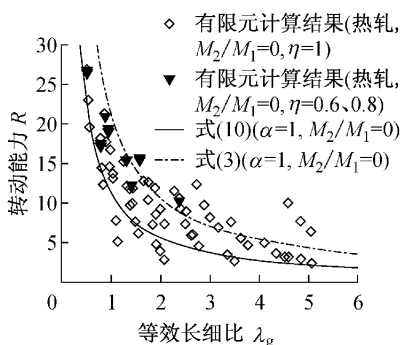
图 14 给出了 Kemper 转动能力计算公式^[6](公式只考虑了 $M_2/M_1=0$ 的一种工况)与有限元计算结果和本文试验结果的比较. 由图 14 可见,在等效影响参数 λ_{eq} 取值较小时(λ_{eq} 反映了 h_w/t_w 、 b/t_f 和 λ 对 R 的影响,具体形式见文献[6],有一定数量的有限元数据点在公式线以下,公式未能达到 95% 的保证率;试验数据点高出公式线较多,两者差异较大,表明 Kemper 公式与本文公式相比较,保证率和精度都存在一定的不足. 总之,本文提出的组合梁转动能力的计算公式考虑因素多,精度和可靠度高,适用于工程设计.



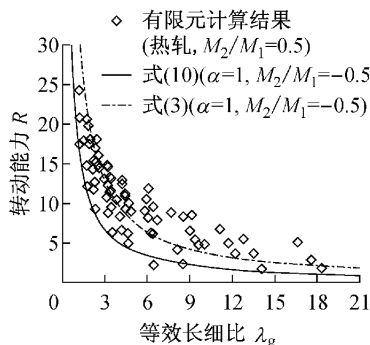
a 截面轧制, $M_2/M_1 = 1$



b 截面轧制, $M_2/M_1 = 0.5$



c 截面轧制, $M_2/M_1 = 0$



d 截面轧制, $M_2/M_1 = -0.5$

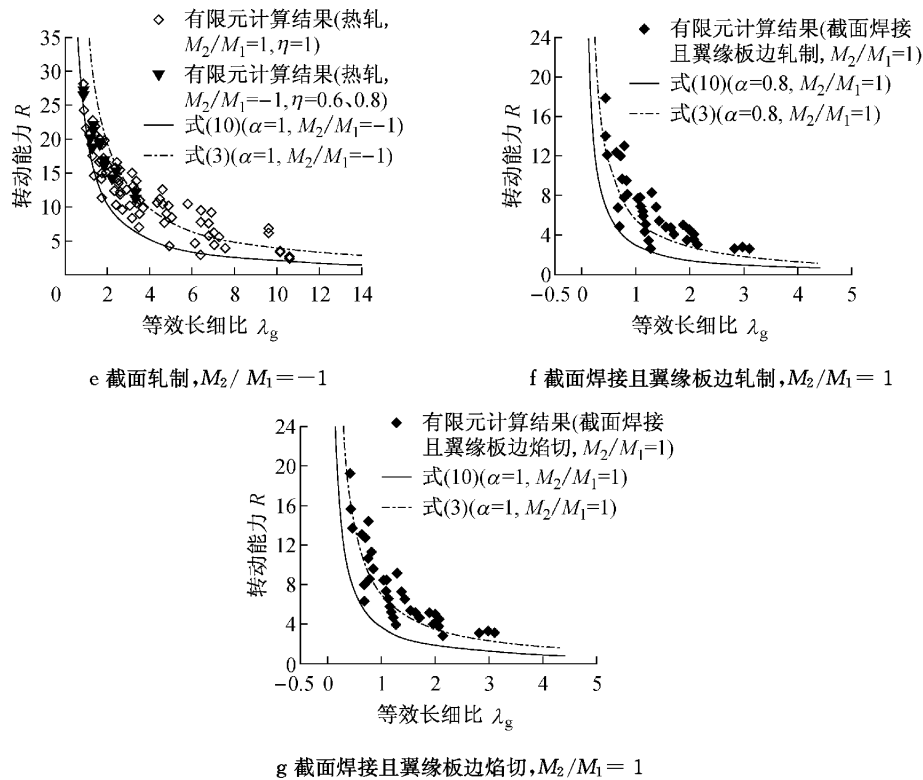


图12 式(3)和式(10)与有限元计算结果的比较

Fig.12 Comparison in rotation capacity of formula(3), formula(10) with finite element method (FEM)

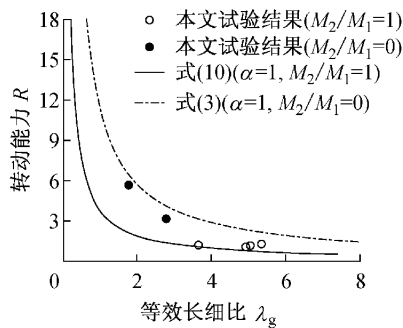


图13 式(10)与本文试验结果的比较

Fig. 13 Comparison in rotation capacity between formula(10) and experiments by this paper

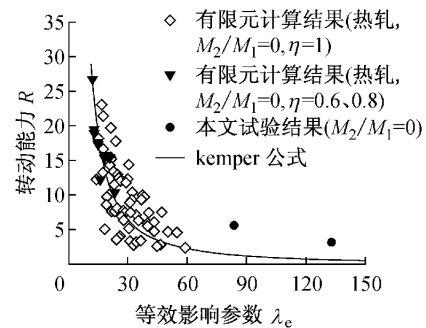


图14 Kemper转动能力计算公式与有限元计算结果和本文试验结果的比较

Fig.14 Comparison in rotation capacity of Kemper's formula with FEM and experiments by this paper

5 结论

本文通过大量的数值分析并得到了试验的验证,研究了组合梁在负弯矩作用下转动能力 R 的主要影响因素,提出了 R 的计算公式,并得出以下结论:

(1) 当组合梁两端部的弯矩比在 $-1 \leq M_2/M_1 \leq 1$ (纯弯曲受力) 范围时,则 R 随 M_2/M_1 的减小而增大;在 $-1 \leq M_2/M_1 \leq -0.5$ 和 $0.5 \leq M_2/M_1 \leq 1$

的范围时,则 R 随 M_2/M_1 的减小而增大的幅度相对较小。

(2) 组合梁力比 ρ 对 R 的影响显著, ρ 增大,则 R 明显降低。

(3) R 分别随腹板高厚比 h_w/t_w 和翼缘宽厚比 b/t_f 的增大而减小。相比之下, h_w/t_w 对 R 的影响更加显著。

(4) 受压翼缘侧向长细比 λ 增大,则 R 降低。

(5) 截面残余应力分布的形式对 R 有一定的影响:截面焊接且翼缘板边焰切组合梁的 R 与截面轧

制组合梁的 R 基本一致,二者可采用相同的 R 计算公式,不需要折减;截面焊接且翼缘板边轧制钢梁的 R 比截面轧制组合梁的 R 降低较多,计算前者的 R 时,需要乘以 0.8 的折减系数。

(6) 组合梁在负弯矩作用下,随着混凝土与钢梁共同工作的组合程度(用栓钉连接键数量来反映)的降低, R 降低有限,影响不明显。

(7) 本文提出的转动能力 R 计算公式,采用 5 类参数(M_2/M_1 、 ρ 、 h_w/t_w 、 b/t_f 、 λ) 的幂函数形式,同时设置修正系数来考虑残余应力分布形式的影响,考虑因素全面,精度较高,能可靠地适用于工程设计。

参考文献:

- [1] GB 50017—2003. 中华人民共和国国家标准:钢结构设计规范[S]. 北京:中国计划出版社,2003.
GB 50017—2003. P R China National Standard; Code for design of steel structures[S]. Beijing: China Planning Press, 2003.
- [2] EN 1994-1. Eurocode 4: Design of composite steel and composite structures [S]. Brussels: CEN, 1994.
- [3] Galambos T V. Deformation and energy absorption capacity of steel structures in the inelastic range[R]. New York: American Iron and Steel Institute, Steel Research for Construction Bulletin No. 8, 1968.
- [4] Schilling C G. Unified autostress method [J]. Engineering Journal, 1991, 28(4): 166.
- [5] Ahti Laane, Jean Paul Lebet. Available rotation capacity of composite bridge plate girders under negative moment and shear[J]. Journal of Constructional Steel Research, 2005, 61: 305.
- [6] Kemp A R. Inelastic local and lateral buckling in design codes [J]. Journal of structural engineering, 1996, 122(4): 374.
- [7] Chia Ming Uang, Chao Chin Fan. Cyclic stability criteria for steel moment connections with reduced beam section [J]. Journal of Structural Engineering, 2001, 127(9): 1021.
- [8] Nethercot D A, Li T Q, Choo B. S. Required rotations and moment redistribution for composite frames and continuous beams[J]. Journal of Constructional Steel Research, 1995, 35: 121.
- [9] 朱聘儒,高向东,吴振声. 钢-混凝土连续组合梁塑性铰特性及内力重分布研究[J]. 建筑结构学报, 1990, 11(6): 26.
ZHU Pinru, GAO Xiangdu, WU Zhengsheng. Research on plastic hinge behaviour and internal moment redistribution in steel concrete continuous composite beam [J]. Journal of Building Structures, 1990, 11(6): 26.
- [10] 聂建国. 钢-混凝土组合梁结构: 试验、理论、应用[M]. 北京: 科学出版社, 2005.
NIE Jianguo. The structure of steel - concrete composite beams: test, theory and application[M]. Beijing: Science Press, 2005.
- [11] 余志武,周凌宇,罗小勇. 钢-部分预应力混凝土连续组合梁内力重分布研究[J]. 建筑结构学报, 2002, 23(6): 64.
YU Zhiwu, ZHOU Lingyou, LUO Xiaoyong. Study on moment redistribution of steel-partially prestressed concrete composite continuous beams[J]. Journal of Building Structures, 2002, 23(6): 64.
- [12] 陈世鸣. 钢-混凝土连续组合梁负弯矩区的局部失稳[J]. 建筑结构学报, 1995, 16(6): 30.
CHEN Shiming. Local buckling of continuous composite beam at hogging moment region[J]. Journal of Building Structures, 1995, 16(6): 30.
- [13] 贾远林,陈世鸣. 预应力组合梁负弯矩作用下梁端转动能力研究[J]. 河北工程大学学报, 2009, 26(1): 14.
JIA Yuanlin, CHEN Shiming. Study on rotation capacity of prestressed composite girders under negative moment [J]. Journal of Hebei University of Engineering, 2009, 26(1): 14.
- [14] 刘洋,童乐为. 钢-混凝土组合梁负弯矩区转动能力的数值分析[C]//第十二届全国现代结构工程学术研讨会论文集. 北京: 工业建筑杂志社, 2012: 976-981.
LIU Yang, TONG Lewei. Numerical analysis of rotation capacity of steel-concrete composite beam under negative moment[C]//Proceeding of The 12th National Symposium on Advanced Structure Engineering. Beijing: Industrial Construction Magazine Agency, 2012: 976-981.
- [15] 童乐为,刘洋,孙波,等. 负弯矩作用下钢-混凝土组合梁受力性能试验研究[J]. 建筑结构学报, 2014, 35(10): 1.
TONG Lewei, LIU Yang, SUN bo, et al. Experimental investigation on mechanical behavior of steel - concrete composite beams under negative bending [J]. Journal of Building Structures, 2014, 35(10): 1.
- [16] 刘洋,童乐为,孙波,等. 负弯矩作用下钢-混凝土组合梁受力性能有限元分析及受弯承载力计算 [J]. 建筑结构学报, 2014, 35(10): 10.
LIU Yang, TONG Lewei, SUN bo, et al. FEA and bending capacity calculation for mechanical behavior of steel - concrete composite beams under negative bending [J]. Journal of Building Structures, 2014, 35(10): 10.
- [17] 唐亮,聂建国. 密实截面组合梁的竖向抗剪强度 II: 受负弯矩作用的组合梁[J]. 土木工程学报, 2008, 41(3): 15.
TANG Liang, NIE Jianguo. Vertical shear strength of composite beams with compact steel section. part II: composite beams subjected to hogging moment [J]. China Civil Engineering Journal, 2008, 41(3): 15.