

文章编号:1673-2049(2010)04-0044-13

钢筋混凝土板受冲切承载力对比分析

魏巍巍¹, 贡金鑫¹, 田磊^{1,2}

(1. 大连理工大学 建设工程学部, 辽宁 大连 116024; 2. 中交水运规划设计院有限公司, 北京 100007)

摘要:对中国规范 GB 50010—2002、美国规范 ACI 318-08 和欧洲规范 EN 1992-1-1:2004 中钢筋混凝土柱支撑板在无不平衡弯矩和有不平衡弯矩作用下的受冲切承载力计算方法进行了对比, 研究了影响受冲切承载力的因素, 并给出了不平衡弯矩作用下等效设计剪力系数的简化计算公式。结果表明: 中国和美国规范板受冲切承载力计算体系较为接近, 但欧洲规范计算体系与中国、美国规范相比差别较大; 无不平衡弯矩作用时混凝土强度、板有效高度、柱边长比、抗冲切钢筋等因素对受冲切承载力影响较大; 有不平衡弯矩作用时受冲切承载力计算还取决于不平衡弯矩; 推导得到的中国、美国和欧洲规范中柱的等效设计剪力系数公式比较接近, 即中国、美国和欧洲规范中的不平衡弯矩系数是接近的。

关键词:钢筋混凝土板; 受冲切承载力; 规范; 配筋率; 不平衡弯矩

中图分类号: TU375.2 **文献标志码:** A

Comparative Analysis of Punching Shear Capacity for Reinforced Concrete Slabs

WEI Wei-wei¹, GONG Jin-xin¹, TIAN Lei^{1,2}

(1. Faculty of Infrastructure Engineering, Dalian University of Technology, Dalian 116024, Liaoning, China;

2. China Communications Water Transportation Planning and Design Institute Co. Ltd, Beijing 100007, China)

Abstract: Prediction models of punching shear capacity for reinforced concrete slabs with or without unbalanced moment based on GB 50010—2002, ACI 318-08 and EN 1992-1-1:2004 were compared and analyzed. Then, the factors influencing punching shear capacity were researched. Finally, simplified calculation formulas of equivalent design shear coefficients under unbalanced moment were derived. Results show that prediction models of punching shear capacity based on Chinese code are close to those of American code, but different from those of Eurocode. The effects of concrete strength, effective depth of slabs, side ratio of column and punching resistance reinforcements on punching shear capacity without unbalanced moment are significant. In addition to these factors, unbalanced moment has influence on punching shear capacity with unbalanced moment. Furthermore, the derived formulas of equivalent design shear coefficients for interior column based on three codes are close to each other, and unbalanced moment coefficients based on three codes are close to each other.

Key words: reinforced concrete slab; punching shear capacity; code; reinforcement ratio; unbalanced moment

收稿日期: 2010-09-19

基金项目: “十一五”国家科技支撑计划项目(2006BAJ01B06-06)

作者简介: 魏巍巍(1982-), 女, 辽宁锦州人, 工学博士研究生, E-mail: 3134586weiweiwei@gmail.com。

0 引言

实际工程中,承受集中荷载的双向支撑板、支撑在柱上的无梁楼盖等结构构件,可能会因混凝土冲切强度不足而沿闭合表面在板内发生锥形的斜截面冲切破坏^[1]。鉴于冲切问题的重要性,自 20 世纪 60 年代以来,国际上很多学者对钢筋混凝土板的受冲切承载力进行了深入研究。影响钢筋混凝土板受冲切承载力的因素很多,如混凝土强度、柱截面尺寸与板有效高度之比、抗剪强度与抗弯强度之比、柱的形状和横向约束等。由于冲切破坏机理比较复杂,目前各国设计规范中计算无不平衡弯矩板的受冲切承载力时采用的基本都是以试验为基础的经验公式。近年来,国际上很多学者也提出了不同的模型和理论分析方法^[2],如桁架模拟^[3]、断裂分析^[4]、有限元分析^[5]、Hallgren^[6]的修正力学模型及 Theodorakopoulos 等^[7]基于板柱连接的物理力学性能提出的理论模型等。对于有不平衡弯矩板的受冲切承载力,通过确定不平衡弯矩和剪力共同作用下产生的临界截面的等效设计剪力,按照无不平衡弯矩板受冲切承载力的方法进行计算。

为了解各国钢筋混凝土规范中板抗冲切设计的方法,本文对中国《混凝土结构设计规范》(GB 50010—2002)^[8]、美国规范 ACI 318-08^[9]和欧洲规范 EN 1992-1-1:2004^[10]进行了对比分析,研究结果可供修订中国规范参考。

1 无不平衡弯矩板的受冲切承载力

1.1 临界截面

临界截面是计算钢筋混凝土板受冲切承载力时对应于冲切破坏面而采用的平面,不同规范规定的临界截面不同。中国和美国规范中临界截面取距局部荷载或集中反力作用面积周边 $h_0/2$ 处板垂直截面,冲切面相交处按直线考虑;欧洲规范中基本临界截面取距加载区 $2d$ 处的截面,角部按圆弧处理,如图 1 所示,其中, h_0 、 d 均为 2 个配筋方向上截面有效高度的平均值, N 为轴力。中国、美国和欧洲规范采用的冲切锥面与板面的夹角分别为 45° 、 45° 、 26.6° 。

为满足建筑的功能要求,有时需要在柱边附近设置垂直的洞口,板中开洞会减小冲切的最不利周长,从而降低板的受冲切承载力。为此,中国和欧洲规范都规定,当板中有孔洞且孔洞至局部荷载或集中反力作用面积边缘的距离不大于 $6h_0$ 时,受冲切承载力计算中取用的临界截面周长,需要扣除局部

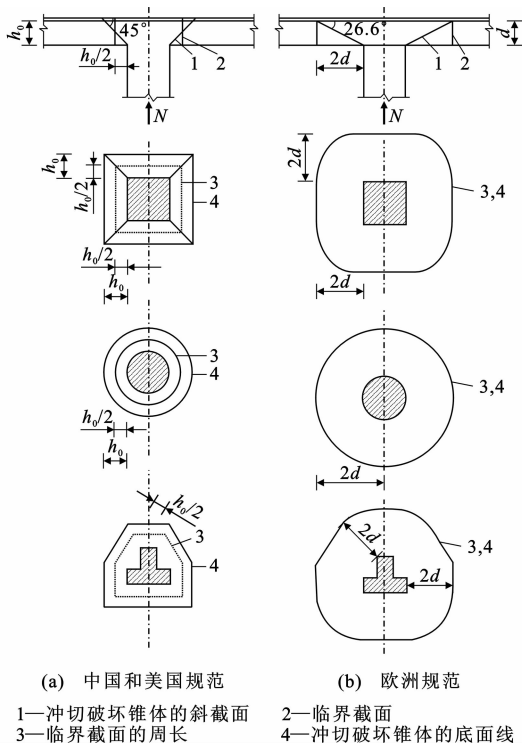


图 1 临界截面

Fig. 1 Critical Section

荷载或集中反力作用面积中心至开孔外边画出的 2 条切线 l_1 、 l_2 之间所包围的长度,如图 2 所示,当 $l_1 > l_2$ 时,用 $\sqrt{l_1 l_2}$ 代替 l_2 ;美国规范规定,当洞口离柱较近(10 倍板厚以内或在柱上板带内)时,应认为由洞口至柱中心的辐射线范围内的 b_0 (临界截面周长)部分是无效的。由此可见,对于柱边附近设置垂直洞口的情况,中国、美国和欧洲规范的处理方法基本是一致的,只是考虑的洞口对板受冲切承载力有影响的距离不尽相同。

1.2 受冲切承载力

对于板-矩形柱结构,无不平衡弯矩作用时,板的受冲切承载力按无抗冲切钢筋和有抗冲切钢筋 2 种情况考虑。

1.2.1 无抗冲切钢筋的板

(1) 中国规范

中国《混凝土结构设计规范》(GB 50010—2002)规定,局部荷载或集中反力作用下不配置箍筋或弯起钢筋(抗冲切钢筋)板的受冲切承载力按下式计算

$$F_l \leq 0.7 \beta_h f_t \eta u_m h_0 \quad (1)$$

其中, η 取下列两式的较小值

$$\left. \begin{aligned} \eta_1 &= 0.4 + \frac{1.2}{\beta_s} \\ \eta_2 &= 0.5 + \frac{\alpha_s h_0}{4u_m} \end{aligned} \right\} \quad (2)$$

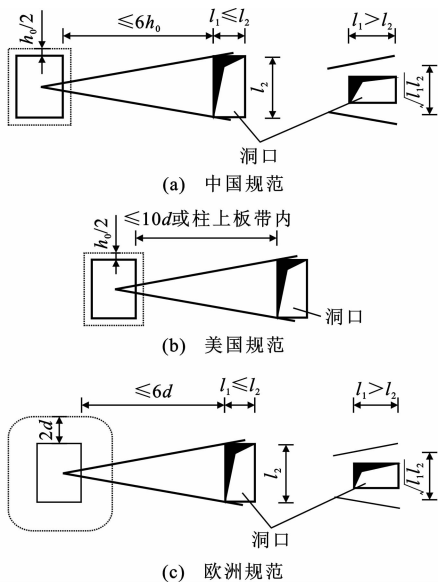


图2 临近洞口的临界截面周长

Fig. 2 Perimeter of Critical Section near Opening Hole

式中: F_1 为局部荷载设计值或集中反力设计值; β_h 为截面高度影响系数, 当截面高度 $h \leq 800$ mm 时, 取 $\beta_h = 1.0$, 当 $h \geq 2000$ mm 时, 取 $\beta_h = 0.9$, 当 800 mm $< h < 2000$ mm 时, 按照线性内插法取用; f_t 为混凝土的轴心抗拉强度设计值; u_m 为临界截面的周长; η_1 为局部荷载或集中反力作用区域形状的影响系数; η_2 为临界截面周长与板截面有效高度之比的影响系数; β_s 为局部荷载或集中反力作用区域为矩形时的长边与短边的比值, β_s 不宜大于 4, 当 $\beta_s < 2$ 时, 取 $\beta_s = 2$; α_s 为板柱结构中柱类型的影响系数, 对中柱取 $\alpha_s = 40$, 对边柱取 $\alpha_s = 30$, 对角柱取 $\alpha_s = 20$ 。

(2) 美国规范

ACI 318-08 规范规定, 对于无抗冲切钢筋的板、有柱帽的平板和无柱帽的平板, 其受冲切承载力应满足

$$V_u \leq \Phi V_c \quad (3)$$

$$V_c = \min \left\{ 0.083 \left(2 + \frac{4}{\beta_c} \right) \lambda \sqrt{f_c} b_o d, \right. \\ \left. 0.083 \left(\frac{\alpha_s d}{b_o} + 2 \right) \lambda \sqrt{f_c} b_o d, \right. \\ \left. 0.333 \lambda \sqrt{f_c} b_o d \right\} \quad (4)$$

式中: V_u 为设计荷载产生的总轴力; V_c 为受冲切承载力; β_c 为柱或加载面积的长边与短边之比, 对非矩形截面, β_c 为有效加载面积的最大边长与垂直于此边最大边长比; 对中柱取 $\alpha_s = 40$, 对边柱取 $\alpha_s = 30$, 对角柱取 $\alpha_s = 20$; λ 为反映轻质混凝土力学性能的修正系数, 对普通混凝土, 取 $\lambda = 1.0$; Φ 为强度折减

系数, 取 $\Phi = 0.75$; f_c 为混凝土抗压强度。

(3) 欧洲规范

欧洲规范 EN 1992-1-1:2004 规定, 对于所考虑的控制截面, 抗冲切剪应力应满足

$$\nu_{Ed} < \nu_{Rd,c} \quad (5)$$

$$\nu_{Ed} = \begin{cases} \frac{V_{Ed}}{u_o d} < \nu_{Rd,max} & \text{柱或加载区周边处} \\ \frac{V_{Ed}}{u_1 d} & \text{控制截面处} \end{cases} \quad (6)$$

式中: ν_{Ed} 为荷载作用下的最大剪应力; 板的平均有效高度 d 可取为 $(d_y + d_z)/2$, d_y 、 d_z 分别为控制截面 y 、 z 方向上的有效高度; u_o 为柱或加载区周边的长度, 对内柱, 取柱外围长度, 对边柱, $u_o = c_2 + 3d \leq c_2 + 2c_1$, 对角柱, $u_o = 3d \leq c_1 + c_2$, c_1 为平行于不平衡弯矩方向的矩形柱边长, c_2 为垂直于不平衡弯矩方向的矩形柱边长; u_1 为所考虑控制周长的长度; V_{Ed} 为冲切集中力设计值; $\nu_{Rd,max}$ 为控制截面的最大抗冲切应力, 取 $\nu_{Rd,max} = 0.5 \nu_{fcd}$, $\nu = 0.6(1 - f_{ck}/250)$, f_{cd} 、 f_{ck} 分别为混凝土圆柱体抗压强度设计值和特征值; $\nu_{Rd,c}$ 为板控制截面无抗冲切钢筋时的抗冲切应力。

抗冲切应力 $\nu_{Rd,c}$ 的计算公式为

$$\nu_{Rd,c} = C_{Rd,c} k (100 \rho_l f_{ck})^{1/3} + 0.10 \sigma_{cp} \geq \nu_{min} + 0.10 \sigma_{cp} \quad (7)$$

式中: $\nu_{min} = 0.035 k^{3/2} \sqrt{f_{ck}}$, $k = 1 + \sqrt{200/d} \leq 2.0$; $\rho_l = \sqrt{\rho_{ly} \rho_{lz}} \leq 0.02$, ρ_{ly} 、 ρ_{lz} 分别为 y 、 z 方向的受拉钢筋配筋率; $\sigma_{cp} = (\sigma_{cy} + \sigma_{cz})/2$, σ_{cy} 、 σ_{cz} 分别为 y 、 z 方向临界截面混凝土的正应力; $C_{Rd,c}$ 为由欧洲规范附录确定的系数, 欧洲规范建议 $C_{Rd,c}$ 取 $0.18/\gamma_c$, γ_c 为混凝土材料各项系数。

(4) 对比分析

中国、美国和欧洲规范中无抗冲切钢筋板受冲切承载力的计算公式可表示为下面的通式

$$V_c = \tau_c \eta u_m h_o \quad (8)$$

式中: 美国和欧洲规范取 $h_o = d$; τ_c 取值见表 1; $\eta = \min\{\eta_1, \eta_2\}$, η_1 、 η_2 取值见表 1。

根据表 1, 美国规范中无抗冲切钢筋板受冲切承载力的计算表达式(3)、(4)可简化为

$$V_u \leq \Phi \eta (0.333 \lambda \sqrt{f_c} b_o d) \quad (9)$$

式中: η 取 $\eta_1 = 0.5 + 1/\beta_c$ 和 $\eta_2 = 0.5 + \alpha_s d/(4b_o)$ 中的较小值。

中国和美国规范中, 加载区域形状影响系数 η_1 随加载区域的边长比 β_s (美国为 β_c) 的变化曲线如图 3 所示。当加载区域边长比小于 2.0 时, $\eta_1 = 1.0$ 或

表 1 无抗冲切钢筋板受冲切承载力的计算参数			
Tab. 1 Calculating Parameters of Punching Shear Capacity Without Punching Resistance Reinforcement Slabs			
规范	τ_c	η_1	η_2
中国规范 GB 50010—2002	$0.7\beta_h f_t$	$0.4 + \frac{1.2}{\beta_s}$	$0.5 + \frac{\alpha_s h_0}{4u_m}$
美国规范 ACI 318-08	$0.333\Phi\lambda\sqrt{f'_c}$	$0.5 + \frac{1}{\beta_c} (\beta_c \leq 2.0 \text{ 时取 } 2.0)$	$0.5 + \frac{\alpha_s d}{4b_o}$
欧洲规范 EN 1992-1-1:2004	$C_{Rd,c}k(100\rho_l f_{ck})^{1/3}$ $\geq \nu_{\min} + 0.10\sigma_{cp}$		

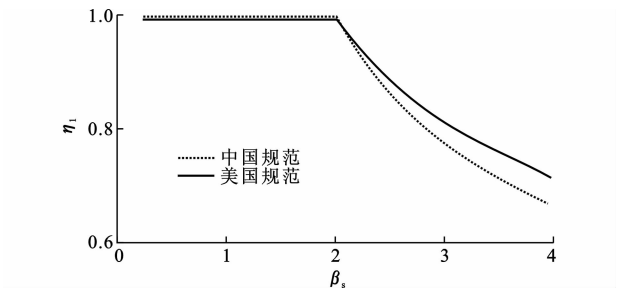


图 3 η_1 随 β_s 的变化
Fig. 3 Variations of η_1 with β_s

不考虑其对受冲切承载力的影响;当加载区域边长比大于 2.0 时,中国和美国规范均随加载区域边长比增大,板受冲切承载力降低。欧洲规范没有对无不平衡弯矩和有不平衡弯矩的情况进行区分。对于角柱和边柱,不平衡弯矩或大或小总是存在的;对于中柱,即使是处于对称结构的中心,也会存在荷载分布变化所产生的不平衡弯矩。在中国和美国规范中,按无不平衡弯矩情况设计时实际弯矩的影响是用系数 α_s 反映的,应该属于一种近似和简化的计算方法。欧洲规范中全部按有不平衡弯矩的情况考虑,实际上是基于一般都存在不平衡弯矩的事实,文献[11]中也有同样的看法。为简化计算,欧洲规范中给出了考虑不平衡弯矩系数 β 的近似取值, β 的近似取值与中国和美国规范中系数 α_s 具有相同的含义。

由表 1 可以看出,中国与美国规范考虑临界截面周长与板截面有效高度之比 u_m/h_0 的影响系数 η_2 的方法完全相同。 η_2 随着 u_m/h_0 (美国规范为 b_o/d) 的变化曲线如图 4 所示。从图 4 可以看出, η_2 随着 u_m/h_0 的增大而减小。

在中国、美国 and 欧洲规范中,计算无抗冲切钢筋板受冲切承载力考虑的主要因素包括混凝土强度、板有效厚度、控制截面周长(冲切面形状)、纵筋配筋率、板的支撑条件、集中荷载作用的位置和集中荷载

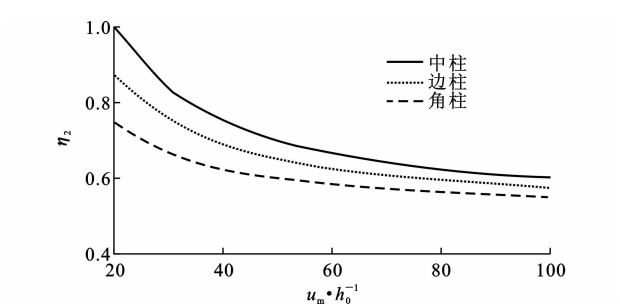


图 4 η_2 随 u_m/h_0 的变化
Fig. 4 Variations of η_2 with u_m/h_0

作用的面积等。为研究这些因素对板受冲切承载力的影响,采用下面的例子进行计算:钢筋混凝土无梁楼盖板厚 250 mm,中柱截面尺寸 400 mm×400 mm,混凝土立方体(150 mm×150 mm×150 mm)抗压强度为 30 MPa,配置的双向抗弯钢筋间距均为 10 mm。由于中国、美国 and 欧洲规范采用的混凝土强度指标不同,根据文献[1]进行了换算。

纵筋配筋率的大小影响板的受冲切承载力。提高纵筋配筋率可增大混凝土受压区高度,增大了抗冲切未开裂混凝土的面积,限制了裂缝宽度,从而提高了裂缝两侧骨料的咬合作用,也增大了纵筋的销栓作用。图 5 给出了纵筋配筋率对板受冲切承载力的影响。中国和美国规范未考虑纵筋配筋率对板受冲切承载力的影响,故计算值为水平线;在欧洲规范中,板受冲切承载力随纵筋配筋率的增大而增大,最小受冲切承载力由 ν_{\min} 控制。纵筋配筋率较大时,中国规范的计算值小于美国 and 欧洲规范的值。

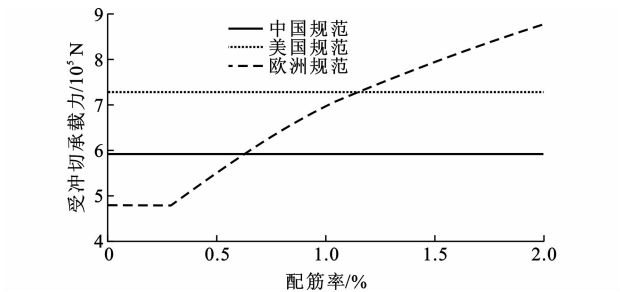


图 5 板受冲切承载力随纵筋配筋率的变化
Fig. 5 Variations of Punching Shear Capacities with Reinforcement Ratios of Longitudinal Reinforcement of Slabs

美国规范 ACI 318-08 和欧洲规范 EN 1992-1-1:2004 分别认为混凝土抗拉强度与混凝土抗压强度的 1/2 次方和 1/3 次方成正比,所以与无腹筋钢筋混凝土梁抗剪的情况类似^[12-18],中国、美国 and 欧洲规范均认为板的受冲切承载力与混凝土的抗拉强度成正比。美国规范考虑到在拉压双向受力状态下混凝土强度会降低,混凝土抗拉强度保守地取为

$0.333\sqrt{f_c}$, 欧洲规范用系数 ν 考虑复杂应力对混凝土强度的影响。图 6 给出了板受冲切承载力随混凝土立方体抗压强度的变化。从图 6 可以看出, 无抗冲切钢筋混凝土板的受冲切承载力随混凝土抗压强度的增大而增大, 美国规范最大, 欧洲规范居中, 中国规范最小。

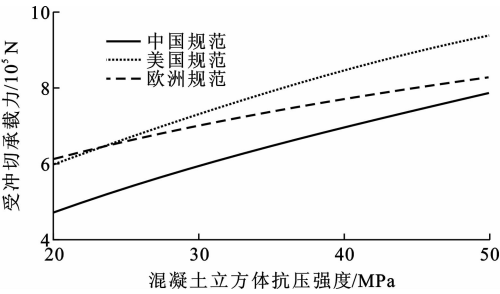


图 6 板受冲切承载力随混凝土立方体抗压强度的变化 1
Fig. 6 Variations 1 of Punching Shear Capacities with Cube Concrete Compressive Strength of Slabs

图 7 给出了其他因素不变时板受冲切承载力随板有效高度的变化。从图 7 可看出, 中国、美国和欧洲规范受冲切承载力随板有效高度的增大而增大, 这种增大是由于临近截面面积[(式(8)中的 $u_m h_0$] 为有效高度 h_0 的二次函数引起的, 美国 and 欧洲规范基本相同, 中国规范相对较小。中国和美国规范均考虑了尺寸效应对板受冲切承载力的影响, 如果按抗冲切强度考虑(受冲切承载力除临界截面面积), 则中国规范在板厚为 800~1 000 mm 的范围内抗冲切强度降低 10%; 欧洲规范从板厚 200 mm 开始考虑抗冲切强度的降低, 如图 8 所示。需要说明的是, 本文中的对比分析没有采用板的抗冲切强度而采用受冲切承载力, 是因为中国、美国 and 欧洲规范中临界截面周长和临界截面的计算是不同的, 得到的冲切强度不能进行比较。

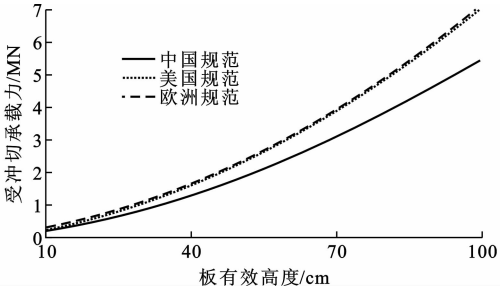


图 7 板受冲切承载力随有效高度的变化 1
Fig. 7 Variations 1 of Punching Shear Capacities with Effective Depths of Slabs

图 9 给出了柱边长比对板受冲切承载力的影响。从图 9 可以看出, 当柱边长比小于 2.0 时, 中国

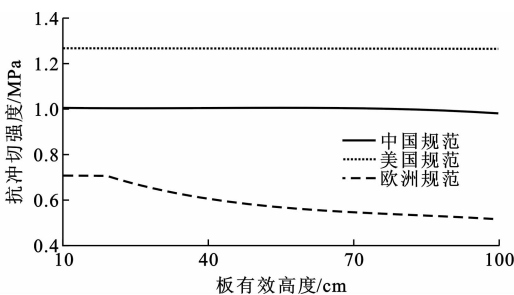


图 8 板抗冲切强度随有效高度的变化
Fig. 8 Variations of Punching Shear Strength with Effective Depths of Slabs

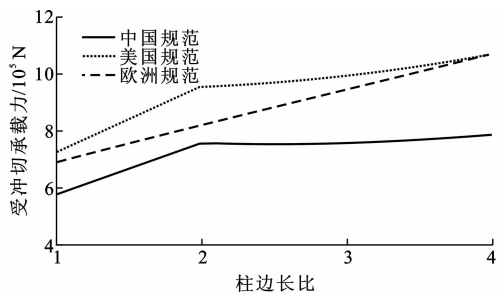


图 9 板受冲切承载力随柱边长比的变化 1
Fig. 9 Variations 1 of Punching Shear Capacities of Slabs with Side Ratios of Columns

和美国规范的受冲切承载力随着柱边长比的增大而增大; 当柱边长比大于 2.0 时, 增加很小, 基本趋于水平, 按美国规范计算的受冲切承载力最大, 欧洲规范居中, 中国规范最小。

1.2.2 有抗冲切钢筋的板

在局部荷载或集中反力作用下, 当无抗冲切钢筋板的受冲切承载力不能满足承载力要求且板厚受到限制时, 需要配置抗冲切钢筋。常用的抗冲切钢筋包括柱的弯起钢筋、垂直钢箍的暗梁, 美国规范还常采用型钢抗冲切架和抗冲切销钉。

(1) 中国规范

中国规范规定, 在局部荷载或集中反力作用下, 当受冲切承载力不满足式(1)的要求且板厚受到限制时, 可配置箍筋和弯起钢筋。受冲切承载力按下式计算:

配置箍筋

$$F_l \leq 0.35 f_t \eta u_m h_0 + 0.8 f_{yv} A_{svu} \leq 1.05 f_t \eta u_m h_0 \tag{10}$$

配置弯起钢筋

$$F_l \leq 0.35 f_t \eta u_m h_0 + 0.8 f_y A_{sbu} \sin \alpha \leq 1.05 f_t \eta u_m h_0 \tag{11}$$

式中: A_{svu} 、 A_{sbu} 分别为与成 45° 冲切破坏锥体斜截面相交的全部箍筋截面面积和全部弯起钢筋截面面

积; α 为弯起钢筋与板底面的夹角; f_{yv} 、 f_y 分别为箍筋和弯起钢筋的屈服强度。

(2)美国规范

美国规范规定,当配置弯起抗冲切钢筋时,受冲切承载力应满足

$$V_u \leq \Phi(0.167\lambda \sqrt{f_c} b_o d + V_s)$$
 (12)

$$V_s = A_v f_y \sin \alpha \leq 0.251 \sqrt{f_c} b_o d$$
 (13)

式中: A_v 为以夹角 α 穿过临界截面的钢筋总面积。

(3)欧洲规范

欧洲规范规定,配置抗冲切钢筋板的受冲切承载力应满足

$$\nu_{Ed} \leq \nu_{Rd,cs} = 0.75\nu_{Rd,c} + 1.5 \frac{d}{s_r} \frac{A_{sw} f_{ywd,ef}}{u_1 d} \sin \alpha$$
 (14)

$$f_{ywd,ef} = 250 + 0.25d \leq f_{ywd}$$
 (15)

式中: $\nu_{Rd,cs}$ 为板控制截面有抗冲切钢筋时的抗冲切应力; A_{sw} 为柱周围抗冲切钢筋一个周长的面积; s_r 为抗冲切钢筋周长的径向间距; $f_{ywd,ef}$ 为抗冲切钢筋的有效设计强度; f_{ywd} 为抗冲切钢筋屈服强度设计值。

(4)对比分析

对于配置抗冲切钢筋的板,由于抗冲切钢筋的作用,其极限状态时混凝土的开裂程度要比不配置抗冲切钢筋的板严重,即其极限状态是由抗冲切钢筋和混凝土共同决定的,混凝土起的作用减小。考虑这一影响,中国、美国和欧洲规范中有抗冲切钢筋板的受冲切承载力计算表达式是在对无抗冲切钢筋板受冲切承载力进行折减的基础上,并考虑抗冲切钢筋的影响建立的,对于纵向钢筋弯起的情况,将其转化为通式可表示为(单排弯起)

$$V_{cs} = k_c \tau_c \eta u_m h_0 + k_s A_s f_y \sin \alpha$$
 (16)

式中: V_{cs} 为有抗冲切钢筋板的受冲切承载力; k_c 为混凝土受冲切承载力折减系数; k_s 为钢筋产生的受冲切承载力影响系数; A_s 为抗冲切钢筋总面积。

k_c 和 k_s 的取值见表 2,中国规范中的 k_s 取 0.8 是考虑冲切面上的钢筋应力不均匀时所取的值。

中国、美国和欧洲规范中,有抗冲切钢筋板的受冲切承载力与混凝土强度、板有效厚度、控制截面周长(冲切面形状)、抗冲切钢筋、纵筋配筋率、板的支撑条件、集中荷载作用的位置和集中荷载作用的面积等因素有关。

为研究以上因素对有抗冲切钢筋板的受冲切承载力的影响,取一实例进行分析。假定钢筋混凝土无梁楼盖板厚、中柱截面尺寸、混凝土立方体抗压强

表 2 有抗冲切钢筋板受冲切承载力的计算参数

Tab. 2 Calculating Parameters of Punching Shear Capacity with Punching Resistance Reinforcement Slabs

规范	k_c	k_s	备注
中国规范 GB 50010—2002	0.50	0.8	有抗冲切钢筋时不考虑截面尺寸效应
美国规范 ACI 318-08	0.50	1.0	
欧洲规范 EN 1992-1-1:2004	0.75	$1.5d/s_r$	若配置单排弯起钢筋,可近似取 $d/s_r=0.67$

度和配置的双向抗弯钢筋间距与前面无抗冲切钢筋情况相同,配置单排弯起 3 根直径为 18 mm、屈服强度标准值(美国规范为规定值、欧洲规范为特征值)为 400 MPa 的抗冲切钢筋。分析时,由于中国和美国规范采用的强度指标不同,因此,计算强度设计值时需要采用各自的材料分项系数和强度折减系数计算,中国规范为 $\gamma_s=1.1$,美国规范为 $\Phi=0.75$,而欧洲规范按式(15)计算钢筋强度设计值。

有抗冲切钢筋板的受冲切承载力随双向抗弯钢筋配筋率的变化如图 10 所示。从图 10 与图 5 的比较可以看出,配置抗冲切钢筋后,中国、美国和欧洲规范的板受冲切承载力均明显提高。对有抗冲切钢筋的板,中国和美国规范不考虑纵向受弯钢筋对板受冲切承载力的影响,欧洲规范随配筋率的增大而呈非线性增大,水平段由 ν_{min} 控制,按欧洲规范计算的受冲切承载力最大,美国规范居中,中国规范最小。

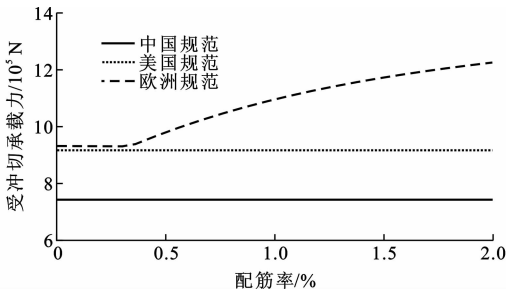


图 10 板受冲切承载力随双向抗弯钢筋配筋率的变化
Fig. 10 Variations of Punching Shear Capacities with Reinforcement Ratios of Two-way Bending Reinforcement of Slabs

有抗冲切钢筋板的受冲切承载力随混凝土立方体抗压强度的变化如图 11 所示。从图 11 可以看出,随着混凝土立方体抗压强度增大,板的受冲切承载力增大,欧洲规范最大,美国规范居中,中国规范最小。

有抗冲切钢筋板的受冲切承载力随板有效高度

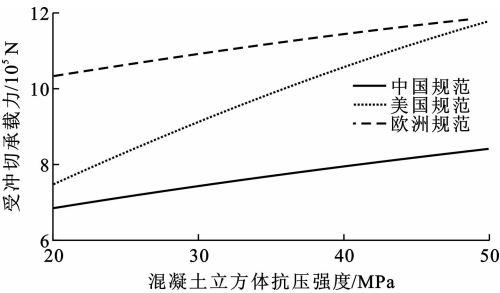


图 11 板受冲切承载力随混凝土立方体抗压强度的变化 2
Fig. 11 Variations 2 of Punching Shear Capacities with
Cube Concrete Compressive Strength of Slabs

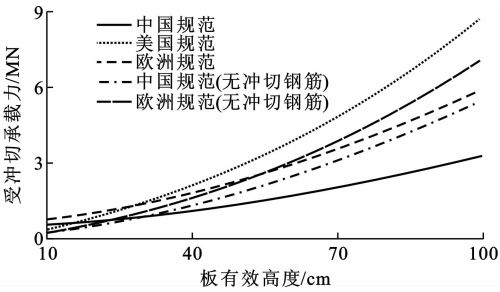


图 12 板受冲切承载力随有效高度的变化 2
Fig. 12 Variations 2 of Punching Shear Capacities with
Effective Depths of Slabs

的变化如图 12 所示。从图 12 可以看出,随板有效高度增大,板的受冲切承载力增大。当板有效高度较大时,按中国和欧洲规范计算的结果比不配置抗冲切钢筋时还小(因为配置抗冲切钢筋后混凝土起的抗冲切作用的降低按 50%考虑),因此最大受冲切承载力应仍按无冲切钢筋的情况考虑,美国规范最大,欧洲规范居中,中国规范最小。

有抗冲切钢筋板的受冲切承载力随柱边长比的变化如图 13 所示。从图 13 可以看出,随着柱边长比增大,按美国 and 欧洲规范计算的板受冲切承载力增大,美国规范增大的趋势较显著。当柱边长比小于 2.0 时,按中国规范计算的受冲切承载力随柱边长比的增大而增大,大于 2.0 时不变。比较发现:当柱边长比小于 2.0 时,按欧洲规范计算的受冲切承载力最大,美国规范居中,中国规范最小;当柱边长比大于 2.0 时,美国规范最大,欧洲规范居中,中国规范最小。

抗冲切弯起钢筋面积对板受冲切承载力的影响如图 14 所示。从图 14 可以看出,中国和欧洲规范的板受冲切承载力随着弯起钢筋总面积 A_{sbu} 的增大而增大,美国规范的受冲切承载力不受抗冲切弯起钢筋面积的影响,呈一条直线。

中国和美国规范中板冲切临界截面的最大受冲

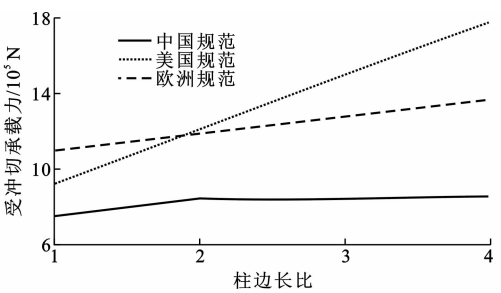


图 13 板受冲切承载力随柱边长比的变化 2
Fig. 13 Variations 2 of Punching Shear Capacities of
Slabs with Side Ratios of Columns

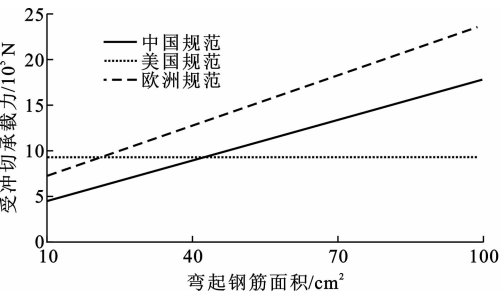


图 14 板受冲切承载力随弯起钢筋面积的变化
Fig. 14 Variations of Punching Shear Capacities of
Slabs with Areas of Bent Reinforcements

切承载力如表 3 所示。从表 3 可以看出,中国和美国规范中有冲切钢筋与无冲切钢筋板的最大受冲切承载力之比相等,均为 1.5。

表 3 临界截面的最大受冲切承载力
Tab. 3 Maximum Punching Shear Capacities of
Critical Section

规范	最大受冲切承载力		最大受冲切 承载力之比
	有抗冲切钢筋	无抗冲切钢筋	
中国规范 GB 50010—2002	$1.05 f_t \eta u_m h_0$	$0.7 f_t \eta u_m h_0$	1.5
美国规范 ACI 318-08	$0.418 \lambda \sqrt{f_c} b_o d$	$0.333 \lambda \sqrt{f_c} b_o d$	1.5

表 3 中给出的有抗冲切钢筋板的最大冲切承载力,实际上是给出了板的截面限制条件,由此可控制抗冲切钢筋的数量,避免板在使用阶段斜裂缝开展过宽和抗冲切钢筋不能充分发挥作用。

2 有不平衡弯矩板的受冲切承载力

在竖向荷载作用下,板柱节点承受的不平衡弯矩通常很小,但在水平地震和风荷载作用下,板柱节点除了承受竖向剪力之外,还必须传递不平衡弯矩。因此,实际工程中需要考虑不平衡弯矩对板冲切承载力的影响。

2.1 剪应力分布

当存在不平衡弯矩时,板中的应力包括 2 个部分,一部分是由冲切力产生的,一部分是由弯曲产生的。冲切力和弯曲产生的同号剪应力叠加达到抗冲切强度时,板发生冲切破坏。在计算弯曲产生的剪应力时,中国和美国规范假定剪应力符合弹性理论并按图 15(a)的形式分布。中国规范采用弯矩和剪力作用下的等效集中反力 $F_{1,eq}$ 计算其受冲切承载力,美国规范采用弯矩和剪力作用下的等效剪应力 ν_r 计算受冲切承载力。欧洲规范假定板冲切面上的剪应力分布符合塑性理论并按图 15(b)的形式分布,检验控制截面周长处和柱附近的最大剪应力。

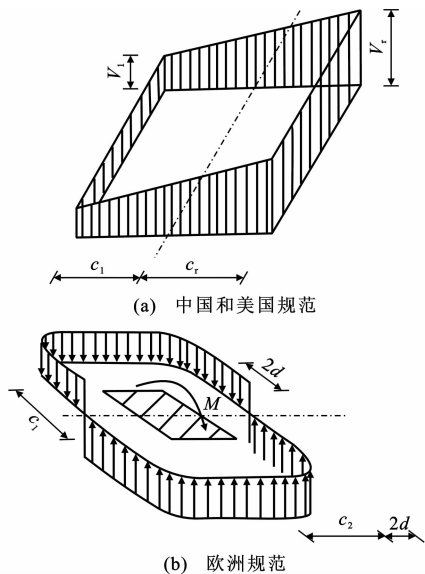


图 15 板截面的剪应力分布

Fig. 15 Shear Stress Distributions of Slab Sections

2.2 受冲切承载力

中国、美国和欧洲规范计算有不平衡弯矩时采用的理论不同,因此采用的计算方法也不同。

(1) 中国规范

存在不平衡弯矩时,中国规范认为不平衡弯矩 M_u 中的一部分 $(1-\alpha_0)M_u$ 由弯曲传递,另一部分 $\alpha_0 M_u$ 由临界截面表面的剪应力传递,系数 α_0 按式(21)计算。图 16 给出了矩形柱受冲切承载力计算的几何参数。对中柱来说,通过柱截面重心 G 的轴线 1 与通过临界截面周长 u_m 处板的垂直截面重心 g 的轴线 2 是重合的。当为边柱(弯矩作用平面垂直自由边)或角柱时,轴线 1 与轴线 2 不在同一位置上。

当不平衡弯矩作用平面与柱矩形截面 2 个轴线之一相重合时,可按下列 2 种情况进行计算:

情况 1: 由节点受剪传递的单向不平衡弯矩

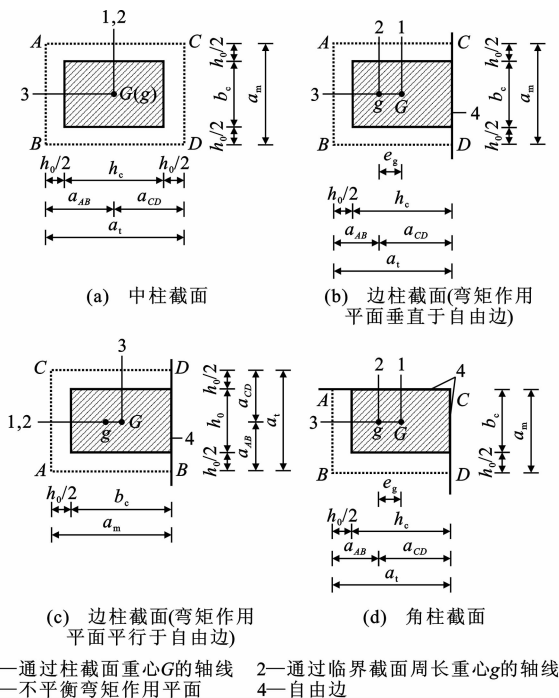


图 16 矩形柱受冲切承载力计算的几何参数

Fig. 16 Geometric Parameters for Calculation of Punching Shear Capacities of Rectangular Columns

$\alpha_0 M_{unb}$, 当其作用的方向指向图 16 的 AB 边时,等效集中反力设计值可按下式计算

$$F_{1,eq} = F_1 + \frac{\alpha_0 M_{unb} a_{AB}}{I_c} u_m h_0 \quad (17)$$

$$M_{unb} = M_{unb,c} - F_1 e_g \quad (18)$$

情况 2: 由节点受剪传递的单向不平衡弯矩 $\alpha_0 M_{unb}$, 当其作用的方向指向图 16 的 CD 边时,等效集中反力设计值可按下式计算

$$F_{1,eq} = F_1 + \frac{\alpha_0 M_{unb} a_{CD}}{I_c} u_m h_0 \quad (19)$$

$$M_{unb} = M_{unb,c} + F_1 e_g \quad (20)$$

$$\alpha_0 = \begin{cases} 1 - (1 + \frac{2}{3} \sqrt{\frac{h_c + h_0}{b_c + h_0}})^{-1} & \text{中柱} \\ 1 - (1 + \frac{2}{3} \sqrt{\frac{h_c + h_0/2}{b_c + h_0/2}})^{-1} & \text{角柱} \\ 1 - (1 + \frac{2}{3} \sqrt{\frac{h_c + h_0/2}{b_c + h_0}})^{-1} & \text{边柱 1} \\ 1 - (1 + \frac{2}{3} \sqrt{\frac{h_c + h_0}{b_c + h_0/2}})^{-1} & \text{边柱 2} \end{cases} \quad (21)$$

式中: F_1 为在竖向荷载和水平荷载作用下,柱所承受的轴向压力设计值的层间差值减去冲切破坏锥体范围内板所承受的荷载设计值; M_{unb} 为竖向荷载、水平荷载对轴线 2 产生的不平衡弯矩设计值; $M_{unb,c}$ 为竖向荷载、水平荷载对轴线 1 产生的不平衡弯矩设

计值; a_{AB} 、 a_{CD} 分别为轴线 2 至 AB、CD 边边缘的距离; e_g 为在弯矩作用平面内轴线 1 至轴线 2 的距离; I_c 为按临界截面计算的极惯性矩;边柱 1 为弯矩作用平面垂直于自由边;边柱 2 为弯矩作用平面平行于自由边。

对中柱,临界截面的极惯性矩为

$$I_c=2I_{AB}+2I_{BC}=2\left[\frac{h_0(h_c+h_0)^3}{12}+\frac{(h_c+h_0)h_0^3}{12}\right]+2(b_c+h_0)h_0\left(\frac{h_c+h_0}{2}\right)^2=\\ \frac{h_0(h_c+h_0)^3}{6}+\frac{(h_c+h_0)h_0^3}{6}+2h_0(b_c+h_0)\left(\frac{h_c+h_0}{2}\right)^2 \quad (22)$$

一般情况下,相对于式(22)中其他项,第 2 项对 I_c 的影响较小,因此,中国规范计算 I_c 时忽略了第 2 项,即

$$I_c=\frac{h_0(h_c+h_0)^3}{6}+2h_0(b_c+h_0)\left(\frac{h_c+h_0}{2}\right)^2 \quad (23)$$

(2)美国规范

美国规范认为不平衡弯矩中的一部分 $(1-\gamma_v) \cdot M_u$ 由弯曲传递,另一部分 $\gamma_v M_u$ 由临界截面表面的剪应力传递。弯曲传递的弯矩 $(1-\gamma_v) M_u$ 可通过将柱上板带的部分钢筋集中在柱附近来抵抗,其中剪力传递弯矩系数 γ_v 的计算方法同中国规范的 α_0 。按照 ACI 318-08 规范,这些钢筋必须布置在柱或柱帽两边各 $1.5 h$ 的宽度内, h 为板或柱顶板的总厚度。在弯矩 $\gamma_v M_u$ 及传递给柱的竖向反力作用下,等效剪应力 ν_r 可按式计算

$$\nu_r=\frac{V_u}{A_c}+\frac{\gamma_v M_u c_r}{J_c} \quad (24)$$

$$A_c=2d[(c_1+d)+(c_2+d)] \quad (25)$$

式中: c_r 为由临界截面中心至截面右侧面的距离; A_c 为临界截面面积; J_c 为临界截面的特性,类似于极惯性矩,计算公式同式(22),如图 17(a)所示,仅符号不同。

J_c 的表达式为

$$J_c=\frac{d(c_1+d)^3}{6}+\frac{(c_1+d)d^3}{6}+2d(c_2+d)\left(\frac{c_1+d}{2}\right)^2 \quad (26)$$

(3)欧洲规范

当存在不平衡弯矩时,欧洲规范仍按 $\nu_{Ed} \leq \nu_{Rd,c}$ 或 $\nu_{Ed} \leq \nu_{Rd,cs}$ 验算板的抗冲切强度。欧洲规范认为不平衡弯矩中的一部分 $(1-k) M_{Ed}$ 由弯曲传递,另一部分 $k M_{Ed}$ 由临界截面表面的剪应力传递。对于

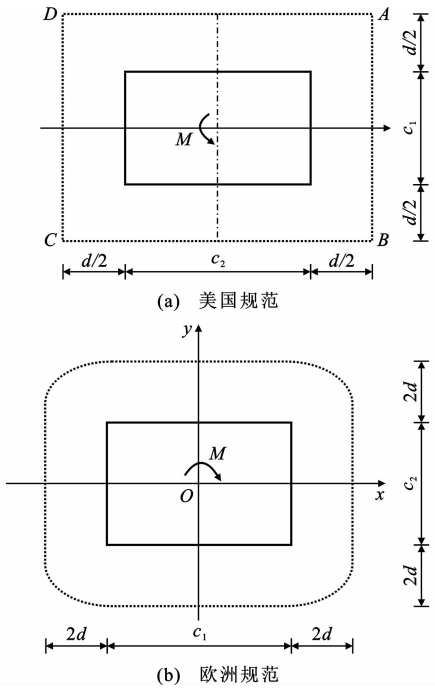


图 17 矩形中柱的临界截面

Fig. 17 Critical Sections of Rectangular Interior Column
中柱,当相对于控制周长支承反力是偏心的时,最大剪应力按下式计算

$$\nu_{Ed}=\beta \frac{V_{Ed}}{u_1 d} \quad (27)$$

柱附近的最大剪应力按下式计算

$$\nu_{Ed}=\beta \frac{V_{Ed}}{u_o d} < \nu_{Rd, max} \quad (28)$$

$$\beta=1+k \frac{M_{Ed}}{V_{Ed}} \frac{u_1}{W_1} \quad (29)$$

式中: u_o 为周长,对中柱, u_o 为柱外围长度,对边柱, $u_o=c_2+3d \leq c_2+2c_1$,对角柱, $u_o=3d \leq c_2+2c_1$; $\nu_{Rd, max}$ 由欧洲规范附录确定,建议取为 $0.5 \nu_{fcd}$;系数 k 为不均匀剪力传递弯矩和扭矩比例的函数,取值见表 4; W_1 为基本控制周长 u_1 的函数,假设柱中心为坐标原点,荷载偏心方向为 x 轴,如图 17(b)所示; dl 为周长的增量; e 为 dl 段到轴的距离,绕该轴作用的力矩为 M_{Ed} 。

$$W_1=\int_0^{u_1} |e| dl=4\left[\int_0^{\frac{c_1}{2}} x dx+\int_{\frac{c_1}{2}+2d}^{\frac{c_1}{2}+2d} x \sqrt{1+y'^2} dx+\left(\frac{c_1}{2}+2d\right) \frac{c_1}{2}\right] \quad (30)$$

表 4 矩形加载区的 k 值

Tab. 4 Values of k of Rectangular Loading Area

$c_1 \cdot c_2^{-1}$	≤ 0.5	1.0	2.0	≥ 3.0
k	0.45	0.60	0.70	0.80

若令式(30)括号内第 2 项积分式中 $x = \frac{c_1}{2} +$

$2d \sin \theta, y' = \frac{c_2}{2} + 2d \cos \theta$, 则

$$W_1 = 4 \left[\frac{c_1^2}{8} + \left(\frac{c_1}{2} + 2d \right) \frac{c_2}{2} + \int_0^{\frac{\pi}{2}} \left(\frac{c_1}{2} + 2d \sin \theta \right) \sqrt{(2d \cos \theta)^2 + (-2d \sin \theta)^2} d\theta \right] =$$

$$4 \left[\frac{c_1^2}{8} + \frac{c_1 c_2}{4} + d c_2 + 2d \left(\frac{\pi c_1}{4} + 2d \right) \right] =$$

$$\frac{c_1^2}{2} + c_1 c_2 + 4d c_2 + 2\pi d c_1 + 16d^2$$

式中: θ 为混凝土压杆倾角。

对于侧向稳定性不依赖于板和柱间框架作用且相邻跨长之差不超过 25% 的结构, β 可取近似值, 该近似值由欧洲规范附录确定, 欧洲规范的建议值如图 18 所示。

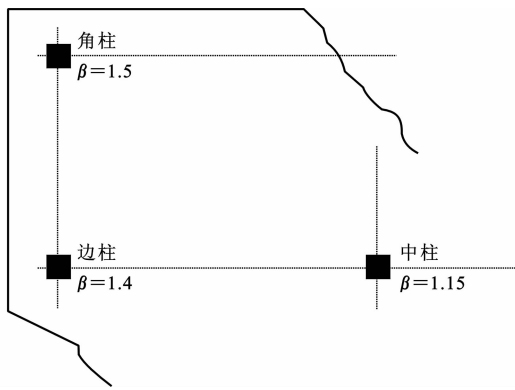


图 18 欧洲规范建议的 β 值

Fig. 18 Values of β in Eurocode

(4) 对比分析

中国、美国和欧洲规范均认为一部分不平衡弯矩由剪力对临界截面重心的偏心距来传递, 另一部分则由板的弯曲作用来传递。对于冲切面上剪应力分布的计算, 中国和美国规范均采用弹性理论, 如图 15(a) 所示, 欧洲规范采用塑性理论, 如图 15(b) 所示。

选取中柱进行比较分析, 将中国、美国和欧洲规范中等效设计剪力转化为统一的形式为

$$\left. \begin{aligned} V_{1,eq} &= \beta V_u = V_u \left(1 + f \frac{\alpha' M_u}{V_u u_m} \right) \\ \beta &= 1 + f \frac{\alpha' M_u}{V_u u_m} \end{aligned} \right\} \quad (31)$$

式中: $V_{1,eq}$ 为等效设计剪力; V_u 为设计剪力; α' 为剪力传递不平衡弯矩的系数; f 为引入的变量。

中国规范对应的变量 f 为

$$f = \frac{a_{CD} u_m^2 h_0}{I_c} =$$

$$\frac{12(h_c + h_0 + b_c + h_0)^2}{(h_c + h_0)^2 + 3(h_c + h_0)(b_c + h_0)} \quad (32)$$

令 $\lambda = h_c/b_c$, 则

$$f = 12 \left[(\lambda + 1) \frac{b_c}{h_0} + 2 \right]^2 \left[\left(\lambda \frac{b_c}{h_0} + 1 \right)^2 + 3 \left(\lambda \frac{b_c}{h_0} + 1 \right) \left(\frac{b_c}{h_0} + 1 \right) \right]^{-1} \quad (33)$$

将 λ 看作常数, f 与 b_c/h_0 的关系曲线如图 19 所示。从图 19 可以看出, f 随 b_c/h_0 变化的幅度较小, 近似于一条直线, 因此, 可认为 f 仅为 λ 的函数, 拟合得到二者的关系曲线如图 20 所示, 具体表达式为

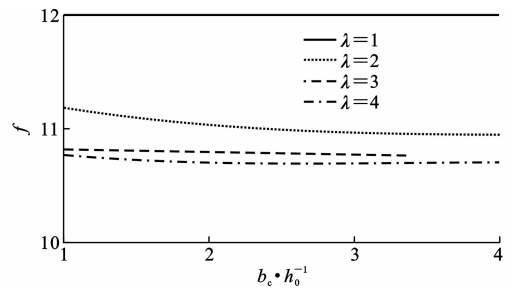


图 19 f 随 b_c/h_0 的变化

Fig. 19 Variations of f with b_c/h_0

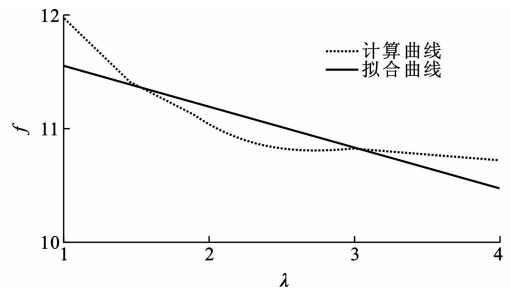


图 20 f 随 λ 的变化 1

Fig. 20 Variations 1 of f with λ

$$f = -0.3687\lambda + 11.904 \quad (34)$$

美国规范对应的变量 f 为

$$f = \frac{c_r A_c u_m}{J_c} = 12 \left[(\lambda + 1) \frac{c_2}{d} + 2 \right]^2 \left[\left(\lambda \frac{c_2}{d} + 1 \right)^2 + 1 + 3 \left(\lambda \frac{c_2}{d} + 1 \right) \left(\frac{c_2}{d} + 1 \right) \right]^{-1} \quad (35)$$

f 随 c_2/d 的变化如图 21 所示。从图 21 可以看出, f 随 c_2/d 变化范围较小, 近似于一条直线, 同样可认为 f 仅为 λ 的函数, 拟合得到二者的关系曲线如图 22 所示, 具体表达式为

$$f = -0.2988\lambda + 11.59 \quad (36)$$

欧洲规范对应的变量 f 为

$$f = \frac{u_1^2}{W_1} = 4 \left[(\lambda + 1) \frac{c_2}{d} + 4 \right]^2 \left[\left(\frac{\lambda^2}{2} + \right. \right.$$

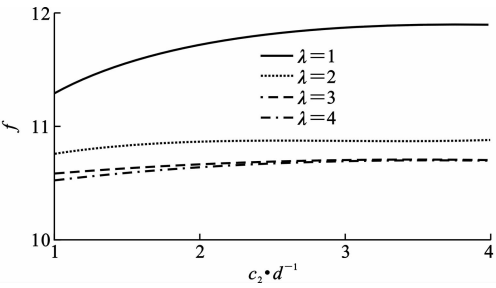


图 21 f 随 c_2/d 的变化 1
Fig. 21 Variations 1 of f with c_2/d

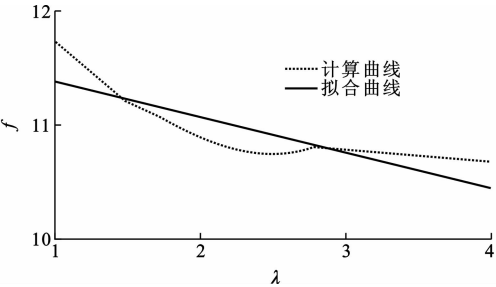


图 22 f 随 λ 的变化 2
Fig. 22 Variations 2 of f with λ

$$\lambda) (\frac{c_2}{d})^2 + (2\pi\lambda \frac{c_2}{d} + 4) \frac{c_2}{d} + 16]^{-1} \quad (37)$$

f 随 c_2/d 的变化关系曲线如图 23 所示。从图 23 可以看出, f 随 c_2/d 变化范围较小, 也近似于一条直线, 同样可认为 f 仅为 λ 的函数, 拟合得到两者关系曲线如图 24 所示, 具体表达式为

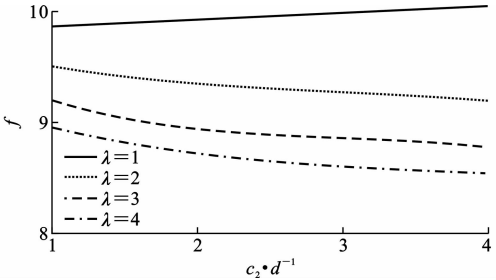


图 23 f 随 c_2/d 的变化 2
Fig. 23 Variations 2 of f with c_2/d

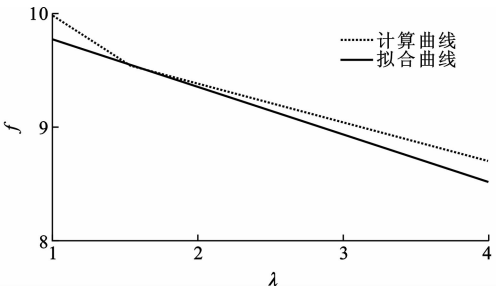


图 24 f 随 λ 的变化 3
Fig. 24 Variations 3 of f with λ

$$f = -0.415 \ 2\lambda + 10.172 \quad (38)$$

若令 $e = \frac{M_u}{V_u}$, 将式(34)、(36)和式(38)代入 β 的表达式, 得到按中国、美国 and 欧洲规范推导 β 的简化表达式, 即

$$\beta = \begin{cases} 1 + \alpha_0 (11.904 - 0.368 \ 7\lambda) \frac{e}{u_m} & \text{中国规范} \\ 1 + \gamma_v (11.59 - 0.298 \ 8\lambda) \frac{e}{u_m} & \text{美国规范} \\ 1 + k (10.172 - 0.415 \ 2\lambda) \frac{e}{u_1} & \text{欧洲规范} \end{cases} \quad (39)$$

式中: 对于中柱, α_0 、 γ_v 取值完全相同, 按式(21)计算; k 按表 3 确定。

由式(39)计算得到 β 随 e/d 的变化曲线如图 25 所示。从图 25 可以看出, 按中国和美国规范计算得到的等效设计剪力的系数 β 非常接近, 大于欧洲规范, 说明在相同的设计剪力和不平衡弯矩共同作用下, 按中国和美国规范计算的设计剪力大于欧洲规范, 从荷载效应的角度来讲, 中国和美国规范较为接近, 欧洲规范较为保守。

中国和美国规范中, 对于矩形截面的中柱, 反映剪力传递弯矩的系数分别为 α_0 、 γ_v , 两者的计算公式是相同的。欧洲规范中反映不均匀剪力传递弯矩、扭矩的系数为 k , 如表 4 所示。图 26 给出了中国、美国 and 欧洲规范中不均匀剪力传递弯矩(欧洲规范包括弯矩、扭矩等)的系数随柱边长比(平行于荷载偏心方向与垂直于荷载偏心方向的柱边长比)的变化曲线, 其中, 板有效厚度为 100 mm, 垂直于柱偏心方向的柱边长为 250 mm。

从图 26 可以看出, 中国、美国 and 欧洲规范中不均匀剪力传递弯矩的系数均随柱边长比的增大而增大, 由于欧洲规范中该系数考虑了扭矩和弯矩的影响, 故大于中国和美国规范。

3 结 语

本文中比较分析了中国、美国 and 欧洲规范中矩形柱支撑板受冲切承载力计算的方法, 研究了影响受冲切承载力的因素。中国和美国规范板受冲切承载力计算体系较为接近, 在临界截面选取、有无抗冲切钢筋时的极限冲切承载力之比、考虑临界截面周长与板截面有效高度之比的影响系数的方法等方面完全一致, 加载区域形状影响系数也较为接近, 但与欧洲规范计算体系相比差别较大; 无不平衡弯矩作用时受冲切承载力计算受混凝土强度、板有效高度、柱边长比、抗冲切钢筋等因素影响较大; 有不平衡弯矩作用时受冲切承载力计算还取决于等效设计剪

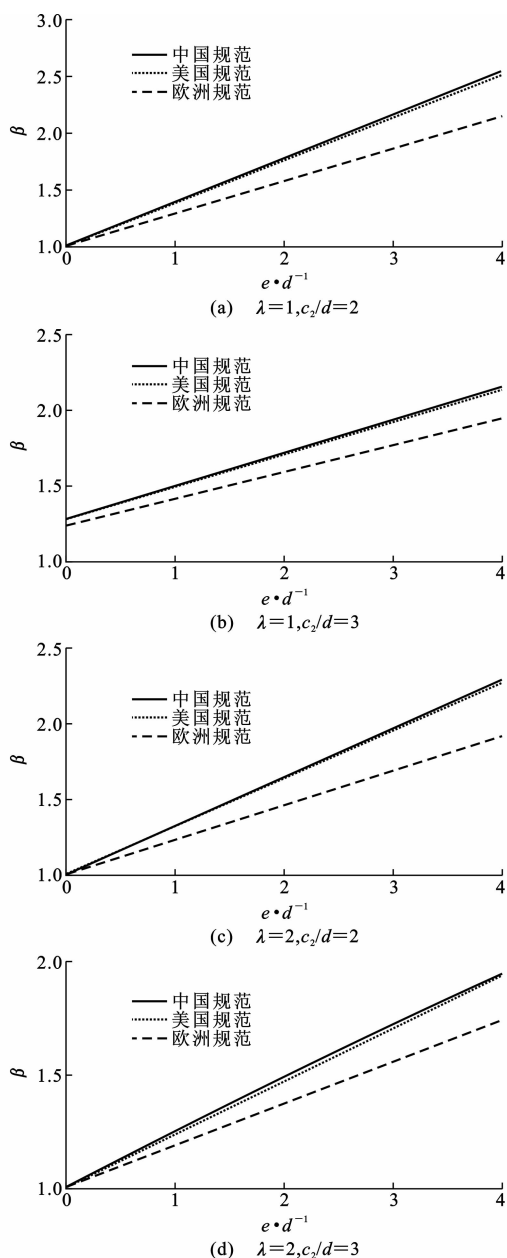


图 25 β 随 e/d 的变化

Fig. 25 Variations of β with e/d

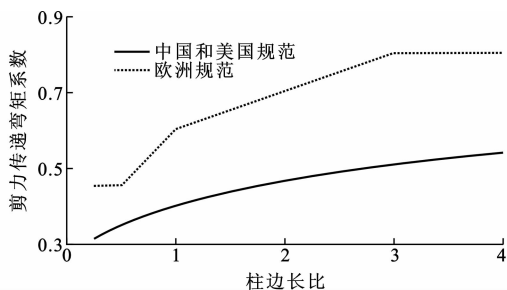


图 26 不均匀剪力传递弯矩系数随柱边长比的变化

Fig. 26 Variations of Coefficients of Moment

Transferred by Torsion with Side Ratios of Column

力,通过推导得到中国、美国和欧洲规范的中柱等效

设计剪力系数的简化表达式,比较发现三者较为接近。

参考文献:

References:

- [1] 贡金鑫,魏巍巍,胡家顺.中美欧混凝土结构设计[M].北京:中国建筑工业出版社,2007.
GONG Jin-xin,WEI Wei-wei,HU Jia-shun. Design of Concrete Structure Based on Chinese, American and European Codes[M]. Beijing: China Architecture & Building Press,2007.
- [2] REGAN P E,BRAESTRUP M W. Punching Shear in Reinforced Concrete[R]. Lausanne:Comite Euro-International,1985.
- [3] ALEXANDER S D B, SIMMONDS S H. Ultimate Strength of Slab-column Connections[J]. ACI Structure Journal,1987,84(3):255-261.
- [4] BAZANT Z P,CAO Z. Size Effect in Punching Shear Failure of Slabs[J]. ACI Structure Journal,1987,84(1):44-53.
- [5] GONZALEZ-VIDOSA F, KOTSOVOS M D, PAVLOVIC M N. Symmetrical Punching of Reinforced Concrete Slabs; an Analytical Investigation Based on Nonlinear Finite Element Modeling[J]. ACI Structure Journal,1988,85(3):241-250.
- [6] HALLGREN M. Punching Shear Capacity of Reinforced High Strength Concrete Slabs[D]. Stockholm: Royal Institute of Technology,1996.
- [7] THEODORAKOPOULOS D D,SWAMY R N. Ultimate Punching Shear Strength Analysis of Slab-column Connections[J]. Cement & Concrete Composites,2002,24(6):509-521.
- [8] GB 50010—2002,混凝土结构设计规范[S].
GB 50010—2002,Code for Design of Concrete Structures[S].
- [9] ACI 318-08,Building Code Requirements for Structural Concrete (ACI 318-08) and Commentary[S].
- [10] EN 1992-1-1; 2004, Eurocode 2: Design of Concrete Structures. Part 1-1; General Rules and Rules for Buildings[S].
- [11] 刘立渠. 国内外规范关于钢筋混凝土板冲切承载力的比较研究[J]. 建筑结构,2007,37(7):46-50.
LIU Li-qu. Discussion on Calculating Punching Shear Strength of Reinforced Concrete Slabs and Footings According to Different Codes[J]. Building Structure, 2007,37(7):46-50.
- [12] 魏巍巍,贡金鑫,田磊. 钢筋混凝土构件受剪承载力对比分析[J]. 建筑科学与工程学报,2010,27(2):

- 25-37.
WEI Wei-wei, GONG Jin-xin, TIAN Lei. Comparative Analysis of Shear Capacity for Reinforced Concrete Members[J]. Journal of Architecture and Civil Engineering, 2010, 27(2): 25-37.
- [13] 张建仁, 张克波, 彭 晖, 等. 锈蚀钢筋混凝土矩形梁正截面抗弯承载力计算方法[J]. 中国公路学报, 2009, 22(3): 45-51.
ZHANG Jian-ren, ZHANG Ke-bo, PENG Hui, et al. Calculation Method of Normal Section Flexural Capacity of Corroded Reinforced Concrete Rectangular Beams[J]. China Journal of Highway and Transport, 2009, 22(3): 45-51.
- [14] 王建超, 赵君黎, 贡金鑫, 等. 钢-混凝土组合桥梁承载力可靠度分析[J]. 中国公路学报, 2009, 22(3): 76-82.
WANG Jian-chao, ZHAO Jun-li, GONG Jin-xin, et al. Bearing Capacity Reliability Analysis of Steel-concrete Composite Bridge[J]. China Journal of Highway and Transport, 2009, 22(3): 76-82.
- [15] 刘小燕, 颜东煌, 张 峰, 等. 预应力高强混凝土梁极限承载力分析[J]. 中国公路学报, 2006, 19(1): 58-61, 79.
LIU Xiao-yan, YAN Dong-huang, ZHANG Feng, et al. Ultimate Load Analysis of Prestressed High-strength Concrete Beam[J]. China Journal of Highway and Transport, 2006, 19(1): 58-61, 79.
- [16] 张建仁, 王 磊. 既有钢筋混凝土桥梁构件承载力估算方法[J]. 中国公路学报, 2006, 19(2): 49-55.
ZHANG Jian-ren, WANG Lei. Estimated Approach to Carrying Capacity of Existing Reinforced Concrete Bridge Member[J]. China Journal of Highway and Transport, 2006, 19(2): 49-55.
- [17] 徐爱敏, 陈衡治, 谢 旭. 结构极限承载力计算方法及其收敛性[J]. 中国公路学报, 2006, 19(5): 65-70.
XU Ai-min, CHEN Heng-zhi, XIE Xu. Calculation Method for Ultimate Bearing Capacity of Structure and Its Convergence[J]. China Journal of Highway and Transport, 2006, 19(5): 65-70.
- [18] 赵灿晖. 上承式钢桁拱桥面内极限承载力分析[J]. 交通运输工程学报, 2007, 7(6): 80-85.
ZHAO Can-hui. In-plane Ultimate Bearing Capacity Analysis of Deck-type Steel Braced Arch Bridge[J]. Journal of Traffic and Transportation Engineering, 2007, 7(6): 80-85.

《建筑结构学报》2011 年征订通知

《建筑结构学报》是由中国科学技术协会主管, 中国建筑学会主办的国家一级学术性刊物, 创刊于 1980 年, 自 1992 年起入选为中文核心期刊, 2007 年起被美国《工程索引》(Ei) 收录, 期刊影响因子连续多年在国内同类期刊中名列前茅。

《建筑结构学报》为月刊, 大 16 开本, 128 页, 每期定价 25 元, 全年共 300 元。

欢迎您直接汇款至《建筑结构学报》编辑部订阅本刊, 通过编辑部订阅全年杂志可享受九折优惠(免收邮寄费), 并可获赠《建筑结构学报》创刊 30 周年纪念光盘一张(其中收录《建筑结构学报》自 1980 年创刊至 2009 年的全部论文), 数量有限, 赠完为止。

欢迎国内外读者订阅!

地 址: 北京市三里河路 9 号住房和城乡建设部内

网 址: <http://jzjgxb.chinaasc.org>

邮 编: 100835

电 话: (010) 58933734

E-mail: ascjgxb@126.com