

侧面角焊缝连接轴心受力板件的剪切滞后模型及设计建议

钟炜辉, 谭 政, 郝际平

(西安建筑科技大学 土木工程学院, 陕西 西安 710055)

摘要: 部分连接钢构件由于存在剪切滞后现象, 截面强度不能充分发挥, 在设计中应予以足够重视. 针对侧面角焊缝连接轴心受力板件, 基于应力扩散概念, 建立弹性和弹塑性剪切滞后模型, 并借助有限元分析软件以及应力扩散角的计算可较为准确地获得危险截面上的正应力分布. 通过与国外相关标准、试验数据进行对比分析, 结合危险截面的塑性区范围, 提出了剪切滞后系数的实用计算公式, 以便工程设计应用.

关键词: 侧面角焊缝; 轴心受力板件; 剪切滞后; 应力扩散

中图分类号: TU318; TU391

文献标志码: A

文章编号: 1006-7930(2018)03-0339-07

Shear lag model and design recommendation for axial forced plate connected by side fillet weld

ZHONG Weihui, TAN Zheng, HAO Jiping

(School of Civil Engineering, Xi'an Univ. of Arch. & Tech., Xi'an 710055, China)

Abstract: The section strength of steel member by partly connecting could not be fully realized due to the presence of shear lag, which should be given more attention. Based on the concept of stress diffusion, the elastic and elastic-plastic models for shear lag of axial forced plate connected by side fillet weld are established. With the help of the finite element analysis software, the normal stress distribution could be obtained accurately through the calculation of stress diffusion angle. Compared with foreign standards and test data, and considered the plastic range at critical section, the practical formula for shear lag coefficient is obtained for design purpose, which could be used easily and conveniently.

Key words: side fillet weld; axial forced plate; shear lag; stress diffusion

在钢结构连接节点中, 通常很难做到构件截面各部分都直接相连来传递内力, 因此剪切滞后 (Shear Lag) 现象普遍存在. 剪切滞后会使非全截面连接构件在连接节点附近仅有部分截面直接承受荷载, 产生了应力不均匀分布的现象, 截面强度不能充分发挥. 我国现行《钢结构设计规范》GB50017-2003^[1]并未就此问题进行规定, 仅对偏心受力角钢对应的强度设计值进行了折减. 美国规范 ANSI/AISC360-10^[2]、加拿大规范 CAN/CSA-S16-01^[3]、澳大利亚规范 AS4100^[4]等国外标准对剪切滞后的影响却进行了详细规定, 通过引入剪切滞后系数来对构件截面面积进行折减, 进而对构件强度进行设计.

关于剪切滞后方面的研究, 主要集中在轴心受力构件上, 最早是上世纪初 McKibben^[5]所进行

的有关工作, 而其后最具代表性的是 Chesson 和 Munse^[6-7]根据试验数据总结出来的剪切滞后系数表达式, 该表达式已被如 ANSI/AISC360-10、CAN/CSA-S16-01 等国外标准所采用. 此后, Easterling 和 Gonzalez^[8]、Petretta^[9]、Bauer 和 Benaddi^[10]、Zhu 和 Yan^[11]等学者进行了大量的研究工作, 对剪切滞后系数的表达式及相关计算标准进行了改进. 由于影响剪切滞后现象的因素有很多, 理论分析比较复杂, 因此, 上述研究工作大多基于试验研究, 通过对试验数据的整理和分析获得相应的剪切滞后系数. 在理论分析方面, 最具价值的是 Abi-saad 和 Bauer^[12]首次基于广泛应用的 Whitmore^[13]应力扩散概念, 建立了焊接构件剪切滞后的分析方法, 该方法简单实用, 物理意义明确. 但遗憾的是, 文献[12]并未就应力扩

收稿日期: 2017-04-16

修改稿日期: 2018-05-18

基金项目: 国家自然科学基金面上项目(51678476); 《钢结构设计规范》国家标准管理组课题(2010-16)

第一作者: 钟炜辉(1980—), 男, 博士, 副教授, 主要从事钢结构稳定, 结构抗倒塌研究工作. E-mail: zhongweihui1980@163.com

散角这一关键参数进行讨论,也未进行适当的数值分析来验证方法的正确性和适用性,存在着较大缺陷。

侧面角焊缝是轴心受力板件连接的典型形式,但由于以往对剪切滞后现象的研究多集中在螺栓连接,对焊接情况分析较少,因此相关标准^[2,3]都是基于螺栓连接结果进行套用,从试验结果来看,计算公式偏于保守^[8]。根据文献^[12]的基本思想,本文建立针对侧面角焊缝连接轴心受力板件的弹性和弹塑性剪切滞后模型,并结合数值模拟,可较为准确地获得危险截面上的正应力分布。通过与国外相关标准、试验数据进行对比分析,结合危险截面的塑性区范围,提出了剪切滞后系数的实用计算公式,以便工程设计应用。

1 剪切滞后模型

1.1 弹性剪切滞后模型

1.1.1 半无限板的弹性模型

如图1所示侧面角焊缝连接轴心受力板件(焊缝长度为 L ,板宽为 $2w$,板厚为 t ,承受拉力 $2t$),可近似认为焊缝处剪力沿焊缝全长均匀分布^[1,12],此时每一个焊缝单元 dx 所承受的剪力(剪力流)为:

$$q = \frac{dx}{L} T \quad (1)$$

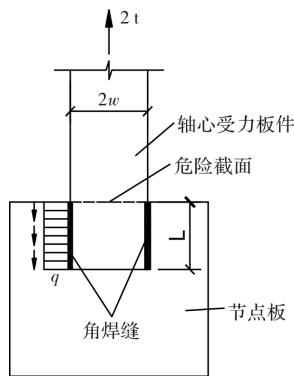


图1 侧面角焊缝连接轴心受力板件

Fig. 1 Axial forced plate with side fillet weld connection

当板件发生强度破坏时,板件内力最大的危险截面位于焊缝端部,同时由于剪切滞后的影响,危险截面上的正应力分布不均匀(大体上离焊缝越远,应力越小)。因此,基于 Whitmore 应力扩散概念^[13],可认为每一个焊缝单元上的剪力流会以应力扩散角 θ 传至危险截面,如图2a所示。每一个焊缝单元剪力传递到危险截面的正应力为:

$$\sigma_e = \frac{q}{tx \tan \theta} \quad (2)$$

用 y_1 轴表示求焊缝单元所产生正应力时的坐标轴, y 轴表示求焊缝所产生总正应力时的坐标轴,且有关系 $y_1 = x \tan \theta$ 、 $dy_1 = dx \tan \theta$,此时可将式(2)改写成:

$$\sigma_e = \frac{T}{tL \tan \theta} \frac{dy_1}{y_1} \quad (3)$$

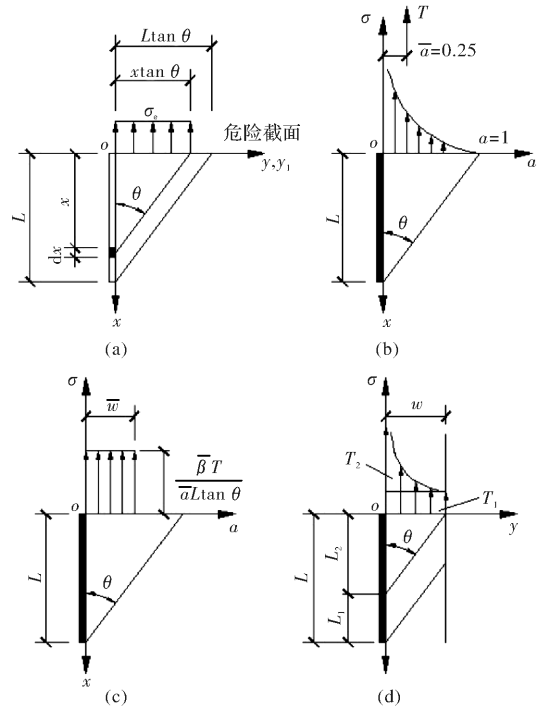


图2 侧面角焊缝的应力传递

Fig. 2 Stress transfer of side fillet weld

危险截面处的正应力应等于焊缝各单元所传递的正应力之和:

$$\begin{aligned} \sigma(y) &= \int_{y_1=y}^{y_1=L \tan \theta} \frac{T}{tL \tan \theta} \frac{dy_1}{y_1} = \\ &= \frac{T}{tL \tan \theta} [\ln(L \tan \theta) - \ln y] = \\ &= \frac{T}{tL \tan \theta} \ln\left(\frac{L \tan \theta}{y}\right) \end{aligned} \quad (4)$$

令 $\sigma_{avg} = T/(tL \tan \theta)$ 、 $\alpha = y/(L \tan \theta)$,则可将式(4)简化为

$$\sigma(\alpha) = \sigma_{avg} \ln\left(\frac{1}{\alpha}\right) \quad (5)$$

上式:当 $\alpha=1$ 时, $\sigma=0$;当 $\alpha=0$ 时, $\sigma \rightarrow \infty$ 。由式(5)所得的危险截面应力如图2(b)所示,越靠近焊缝处正应力越大。正应力合力 T 的作用位置可由式(5)求得:

$$\bar{\alpha} = \frac{\int_{\alpha=0}^{\alpha=1} \alpha \sigma(\alpha) d\alpha}{\int_{\alpha=0}^{\alpha=1} \sigma(\alpha) d\alpha} = 0.25 \quad (6)$$

即合力点位置在距焊缝端处 $0.25L \tan \theta$,如图2(b)所示。显然,合力点位置左侧部分的较小截面承

担较多的荷载. 若定义应力图中某一位置点 α' 左侧部分截面承担的荷载占总荷载的比例为, 则有:

$$\beta = \frac{\int_{\alpha=0}^{\alpha=\alpha'} \sigma(\alpha) d\alpha}{\int_{\alpha=0}^{\alpha=\alpha'} \sigma(\alpha) d\alpha} = \alpha' (1 - \ln \alpha') \quad (7)$$

当 $\alpha' = \bar{\alpha} = 0.25$ 时, $\beta = \bar{\beta} = 0.597$, 即由于剪切滞后使在 25% 的截面面积上承担了 59.7% 的荷载. 因此, 可依此部分的应力强度反算承担全部荷载时构件的有效截面宽度 \bar{w} , 如图 2(c) 所示, 从而考虑由于剪切滞后造成的应力分布不均匀的影响, 由此定义侧面角焊缝连接板件的剪切滞后系数 γ :

$$\gamma = \frac{\bar{w}}{L \tan \theta} = \frac{\bar{\alpha}}{\beta} = 0.419 \quad (8)$$

1.1.2 轴心受力板件的弹性模型

上述所得结果以半无限板为依据, 而实际使用的侧面角焊缝连接轴心受力板件为有限板, 一般都满足 $2w/L \leq 1.0$ 的构造要求^[1], 否则应增设正面角焊缝(或槽焊、塞焊). 同时, 板件全截面承载力一般不低于角焊缝连接承载力, 大多满足 $w/L > 0.2$. 因此, 本文主要考察的板件尺寸范围为 $0.5 \geq w/L \geq 0.2$. 显然, 当时, 实际板件危险截面上的应力分布将变成如图 2(d) 所示, 不能直接采用式(5)计算, 而应将角焊缝承担的总荷载 T 分解成两部分, 按叠加原理进行分析:

$$T = T_1 + T_2 = \left(\frac{L_1}{L}\right)T + \left(\frac{L_2}{L}\right)T = q(L_1 + L_2) \quad (9)$$

式中: $L_2 = w/\tan \theta$, $L_1 = L - L_2$. T_2 (焊缝 L_2 部分)在危险截面上产生的应力仍可按式(5)进行计算, 而基于 Whitmore 应力扩散概念, T_1 (焊缝 L_1 部分)在危险截面上产生的应力则是均匀的, T_1 和 T_2 所占的比例大小主要取决于应力扩散角 θ . 关于应力扩散角 θ 的取值, 文献[12]直接采用 30° , 从计算结果与试验数据的对比看, 很不理想. 实际上, 应力扩散角 θ 并非常量, 与 w/L 有关.

1.2 弹塑性剪切滞后模型

按弹性分析结果, 危险截面靠近焊缝处的正应力将无限大, 这显然与事实不符, 因此有必要对危险截面的应力分布作弹塑性修正. 为简化理论分析, 材料采用理想弹塑性本构模型, 屈服强度为 f_y .

侧面角焊缝连接轴心受力板件在危险截面上的弹塑性应力可假设为如图 3(a) 所示的分布形式(阴影部分), 并类似按弹性模型的做法, 划分为三个区域, 分别由荷载 T_1 、 T_2 、 T_3 产生. 其中,

T_1 在整个区域 w 上产生均匀应力 f_1 , T_2 在塑性区域 w_p 上产生均匀应力 $f_2 = f_y - f_1$, T_3 在弹性区域 w_e 上产生弹性应力(仍遵循式(5)的分布规律, 产生的最大应力为 f_2 , 位于点 B 处). 为获得 T_3 产生的弹性应力分布情况, 采用坐标系 $\sigma_3 - o_3 - y$ 进行应力等效, 并假定图 3(b)中的两阴影部分面积相等, 由此可确定采用式(5)计算 T_3 产生应力时的平均应力 σ_{avg} 为:

$$\sigma_{avg} = \frac{T_1 \left(\frac{w - w_1}{w} \right) + T_2 + T_3}{w_1} \quad (10)$$

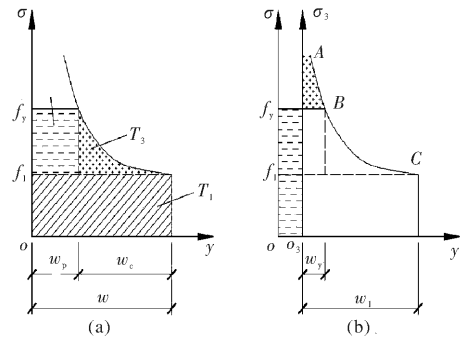


图3 弹塑性正应力分布

Fig. 3 Elastic-plastic normal stress distribution

由此, 危险截面上的弹塑性应力可通过下列公式计算:

当 $0 \leq \alpha \leq \alpha_p$ 时(塑性区)

$$\sigma = f_y \quad (11a)$$

当 $\alpha_p \leq \alpha \leq 1$ 时(弹性区)

$$\sigma(\alpha) = \alpha_{avg} \ln \left(\frac{\alpha_1}{\alpha - \alpha_p + \alpha_y} \right) + f_1 \quad (11b)$$

式中: $\alpha = y/w$, $\alpha_1 = w_1/w$, $\alpha_p = w_p/w$, $\alpha_y = w_y/w$. 当 $\alpha = \alpha_p$ 时, 式(11b)应满足 $\sigma = f_y$, 可得关系:

$$\alpha_y = \alpha_1 e^{-f_2/\sigma_{avg}} \quad (12)$$

此时有:

$$\alpha_e = \alpha_1 - \alpha_y = \alpha_1 (1 - e^{-f_2/\sigma_{avg}}) \quad (13)$$

根据式(11b)、(12)以及图 3(b)所示的应力分布关系, 可得:

$$\alpha_p = \frac{\int_{\alpha=0}^{\alpha=\alpha_y} \sigma_{avg} \ln \left(\frac{\alpha_1}{\alpha} \right) d\alpha - f_1 (1 - \alpha_1)}{f_2} = \alpha_1 e^{-f_2/\sigma_{avg}} \left(1 + \frac{\sigma_{avg}}{f_2} \right) - \frac{f_1}{f_2} (1 - \alpha_1) \quad (14)$$

将式(13)、(14)代入 $\alpha_e + \alpha_p = 1$, 得:

$$\alpha_1 + \alpha_1 e^{-f_2/\sigma_{avg}} \left(\frac{\sigma_{avg}}{f_2} \right) - \frac{f_1}{f_2} (1 - \alpha_1) = 0 \quad (15)$$

结合式(10)求解上式, 即可得出 α_1 , 然后通过式(12)、(13)、(14)求得相应参数, 从而确定危险

截面的应力分布,进而类似弹性分析可求得不同荷载作用下的 $\bar{\alpha}$ 、 $\bar{\beta}$ 和 γ 。

2 试验研究与数值模拟

早期最具代表性的针对侧面角焊缝连接轴心受力板件而开展的剪切滞后试验研究工作,是由美国焊接协会(AWS)在 1931 年完成的,但限于当时的焊接工艺水平,试件大多发生的是连接焊缝破坏而非板件拉断,而仅有成功的试件由于试验结果离散性大,不足以说明问题。随后, Easterling 和 Gonzalez^[8]就受拉焊接构件的剪切滞后现象

进行了 27 个试件的相关试验研究工作,实测钢材的弹性模量为 199 800 MPa、屈服强度为 358 MPa、极限抗拉强度为 503MPa。其中,侧面角焊缝连接轴心受力板件试件 7 个(6 个试验成功,1 个试验加载没破坏),试验值如表 1 所示。试验中的剪切滞后系数是按构件被拉断来定义的:

$$\gamma_r = \frac{P_u}{A_n f_u} \tag{16}$$

式中: P_u 为试件的受拉破坏荷载; A_n 为试件的净截面面积; f_u 为材料的极限抗拉强度。

表 1 试验结果

Tab. 1 Experimental results

试件编号	截面尺寸/mm	焊缝尺寸 h_f 及焊缝长度 L /mm	P_t /kN	平均值/kN
P-L1-1b	2PL 76.2×6.35	6 108	306.39	317.25
P-L1-2	2PL 76.2×6.35	6 108	319.43	
P-L1-3	2PL 76.2×6.35	6 108	325.94	
P-L2-1	2PL 76.2×6.35	6 127	319.43	317.26
P-L2-2	2PL 76.2×6.35	6 127	319.43	
P-L2-3	2PL 76.2×6.35	6 127	312.91	

注: (1)截面 2PL 76.2×6.35 表示板宽为 76.2 mm、板厚为 6.35 mm 的双板; (2)表中 P_t 为试件的受拉破坏荷载。

为进一步分析剪切滞后对轴心受力板件强度的影响,采用通用有限元程序 ABAQUS 进行数值模拟分析,钢材采用线性强化本构模型(相关参数取试验实测材性数据^[8]),泊松比为 0.3。焊缝断面简化为等边直角三角形,与钢材采用绑定方式以模拟焊缝连接,连接板和节点板采用法向硬接触,设定最大位移为 2 mm,有限元模型如图 4 所示。

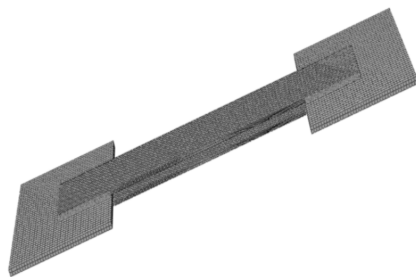


图 4 试件有限元模型

Fig. 4 Finite element model of test specimen

图 5 为表 1 中 P-L1 系列试件($w/L=0.353$)连接处的应力分布云图,可见在关键截面处应力沿板宽分布不均匀,大致呈两端大中间小的分布趋势,试件破坏为关键截面在连接板与焊缝相连的小部分区域由于出现应力集中而发生局部受拉破

坏,这与前述的理论分析和试验现象一致。

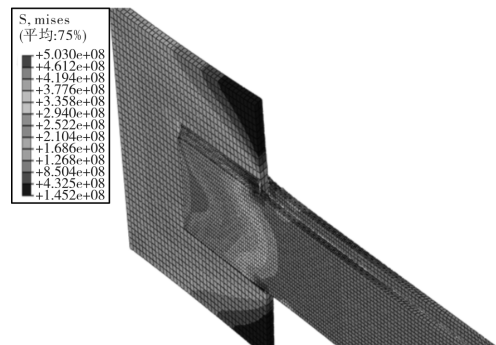


图 5 P-L1 试件连接处的应力分布

Fig. 5 Stress distribution at the joint of P-L1 specimen

表 2 试验值与计算值对比

Tab. 2 Comparison of test data and calculated value

试件系列	P_t /kN	P_c /kN	P_t/P_c
P-L1	317.25	311.12	1.02
P-L2	317.26	313.61	1.01
平均值			1.02

注: P_c 为以最大应力达到极限抗拉强度为破坏标志的数值分析结果。

表 2 列出了数值分析结果与试验结果,并进行了比较,总体误差约 2%,吻合较好,可见有限元

模型有较高的计算精度, 能很好地模拟侧面角焊缝连接轴心受力板件的受力情况。

3 弹塑性计算及应力分布

应用弹性和弹塑性剪切滞后模型对侧面角焊缝连接轴心受力板件进行分析计算时, 尚需确定应力扩散角 θ 这一关键参数。

3.1 弹性分析计算

弹性状态下不同 w/L 下的数值计算结果如表 3 所示, 通过拟合, 建议当应用弹性剪切滞后模型 (如图 2(d)所示) 时, 应力扩散角 θ 可按下式简单得到:

$$\tan\theta = \frac{w}{L_2} = \frac{w}{\delta L} \tag{17}$$

式中: δ 为应力扩散系数, 代表了 T_2 所占总荷载的比例, 当 $w/L=0.5$ 时 $\delta=0.26$, 当 $w/L=0.2$ 时 $\delta=0.20$, 当 $0.5>w/L>0.1$ 时 δ 采用线性插值确定 (即应力扩散角 θ 在 $63\sim45^\circ$ 之间变化)。

由式(17)计算得出的结果也列于表 3, 表明式 (17) 所获得的应力扩散角 θ 具有足够精度。当 w/L 为 0.5 和 0.25 时, 由数值计算以及弹性模型所获得的危险截面正应力分布如图 6 所示, 二者十分吻合。

表 3 弹性分析计算结果

Tab. 3 Calculation results of elastic analysis

w/L	数值计算		弹性模型		比值	
	$\tan\theta_e$	γ_e	$\tan\theta_m$	γ_m	$\frac{\tan\theta_m}{\tan\theta_e}$	$\frac{\gamma_m}{\gamma_e}$
0.50	1.866	0.79	1.923	0.82	1.03	1.04
0.40	1.688	0.82	1.667	0.84	0.99	1.02
0.30	1.395	0.85	1.364	0.85	0.98	1.00
0.20	1.005	0.89	1.000	0.86	1.00	0.97

注: $\tan\theta_m$ 由式(17)计算确定。

3.2 弹塑性分析计算

当针对如图 3b 所示应力分布来计算 T_3 产生的弹性应力时, 应力扩散角 θ 仍可按式(17)取值, 但应以 w_1/L 代替 w/L , 即对应力扩散角 θ 进行弹塑性修正。应注意, 由于 w_1 未知, 可先设初值 $w_1=w$ 获得 σ_{avg} 和 θ , 然后通过式(15)求解新的 w'_1 代入重新计算, 如此反复迭代后获得结果。当 w/L 为 0.5 和 0.25 时, 在不同荷载系数 $\eta=T/(f_y w t)$ 下, 由弹塑性模型计算得出的 $\bar{\alpha}$ 、 $\bar{\beta}$ 和 γ 列于表 4, 并与数值计算结果进行比较, 二者吻合较好。

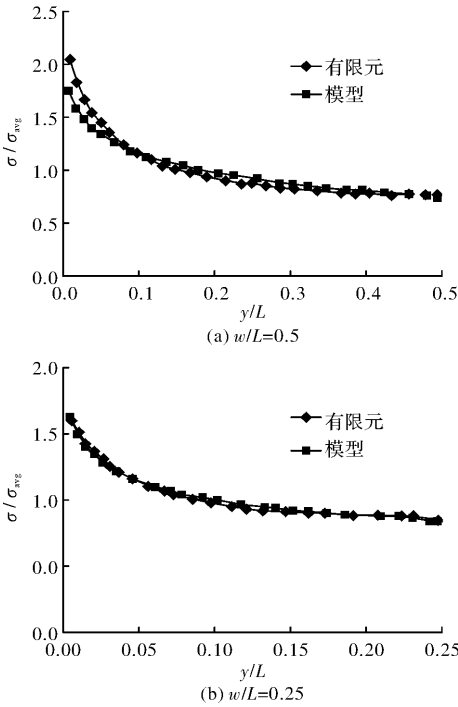


图 6 危险截面的正应力分布

Fig. 6 Normal stress distribution at critical section

表 4 弹塑性分析计算结果

Tab. 4 Calculation results of elastic-plastic analysis

w/L	η	数值计算	弹塑性模型	比值
		γ_e	γ_{mp}	γ_{mp}/γ_e
0.50	0.5	0.80	0.82	1.03
	0.8	0.85	0.85	1.00
	0.9	0.88	0.90	1.02
0.25	0.5	0.86	0.86	1.00
	0.8	0.89	0.87	0.98
	0.9	0.91	0.90	0.99

当 w/L 为 0.5 和 0.25 时, 在荷载系数 $\eta=0.9$ 下危险截面的弹塑性正应力分布如图 7 所示, 可以看出, 实际塑性区的应力状态是比较复杂的, 虽然计算中假定材料为理想弹塑性材料, 但危险截面上的塑性区其正应力大多已超过屈服强度 f_y 。

4 剪切滞后系数实用计算公式

剪切滞后系数 γ 反映的是实际参与承担荷载的板件截面积, 当 $\eta=\gamma$ 时, 可认为其有效承载截面均发生了屈服, 达到其承载能力极限状态, 此时的剪切滞后系数 γ 在设计中可看作是考虑剪切滞后的截面折减系数。

表 5 列出了不同 w/L 下基于前述弹性和弹塑性模型的剪切滞后系数, 可以看出, 由于弹性计

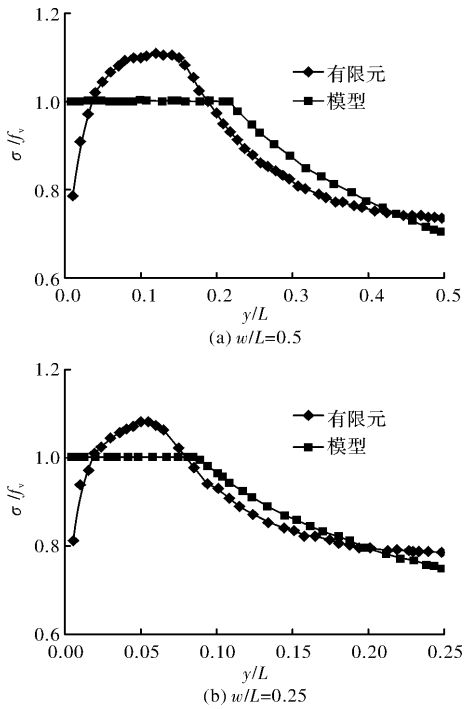


图 7 危险截面的弹塑性正应力分布($\eta=0.9$)
Fig. 7 Elastic-plastic normal stress distribution at critical section($\eta=0.9$)

算中未考虑部分截面屈服而产生的应力重分布影响,因此所得的剪切滞后系数都比弹塑性结果小,且当弹塑性 $\eta=\gamma$ 时,板件危险截面约有一半区域进入塑性.另外,表 5 也列出了美国和加拿大规范对剪切滞后系数的取值,以及由弹塑性模型反算出来的塑性区范围(当 η 等于相应剪切滞后系数时),可见随着 w/L 越大,美国和加拿大规范的剪切滞后系数取值更偏向于弹性,对塑性区的发展要求更严格.相比较而言,美国规范更保守.

综合考虑危险截面的弹塑性应力分布和塑性区发展情况,本文建议对侧面角焊缝连接轴心受力板件,可按以下简化公式计算剪切滞后系数:

$$\gamma_t = 1.12 - 0.6 \frac{w}{L} \quad (18)$$

上式的应用范围为 $0.5 \geq w/L \geq 0.2$.对强度较高的钢材,式(18)的计算结果应进行折减,以考虑由于材料塑性性能的降低使剪切滞后现象趋于严重.根据文献^[14]的分析结果,该折减系数的取值范围大概在 0.6~1.0 之间.

表 6 列出了表 1 试验结果和美国、加拿大规范以及式(18)关于侧面角焊缝连接轴心受力板件的剪切滞后系数取值,可见式(18)与试验结果更相符,并对 w/L 较大的情况,适当提高了安全度,可有效避免焊缝连接处板件局部发生过大的塑性

变形.

表 5 剪切滞后系数及塑性区范围

Tab. 5 Shear lag coefficient and plastic range

w/L	模型计算		美国规范	加拿大规范
	弹性 γ_{me}	弹塑性 γ'_{mp}	γ_{ca}	γ_{cc}
0.50	0.82	0.89 (0.43)	0.75 (0.15)	0.75 (0.15)
0.40	0.84	0.91 (0.48)	0.75 (0.13)	0.81 (0.22)
0.30	0.85	0.92 (0.49)	0.87 (0.33)	0.92 (0.49)
0.20	0.86	0.93 (0.52)	1.00 (1.00)	1.00 (1.00)

注:(1)表中括号外数值为剪切滞后系数(其中, γ'_{mp} 为当 $\eta=\gamma_{mp}$ 时通过迭代计算获得的 γ_{mp}),括号内数值为荷载系数 η 等于相应剪切滞后系数时由弹塑性模型反算获得的 $\alpha_p w/L$;(2)美国规范 ANSI/AISC360-10^[2]:当 $w/L \leq 0.25$ 时 $\gamma=1.00$,当 $0.33 \geq w/L > 0.25$ 时 $\gamma=0.87$,当 $0.5 > w/L \geq 0.33$ 时 $\gamma=0.75$;(3)加拿大规范 CAN/CSA-S16-01^[3]:当 $w/L \leq 0.25$ 时 $\gamma=1.00$,当 $0.5 \geq w/L > 0.25$ 时 $\gamma=0.5+0.125(L/w)$,当 $w/L > 0.5$ 时 $\gamma=0.75$.

表 6 剪切滞后系数的取值比较

Tab. 6 Comparison of shear lag coefficients

试件 系列	w/L	γ_t	美国规范		加拿大规范		式(18)	
			γ_{ca}	$\frac{\gamma_t}{\gamma_{ca}}$	γ_{cc}	$\frac{\gamma_t}{\gamma_{cc}}$	γ_t	$\frac{\gamma_t}{\gamma_t}$
P-L1	0.353	0.98	0.75	1.31	0.85	1.15	0.91	1.08
P-L2	0.300	0.97	0.87	1.11	0.92	1.05	0.94	1.03

注: γ_t 为表 1 试验结果按式(16)计算得到的剪切滞后系数.

5 结语

基于应力扩散概念,对危险截面进行应力分析,建立了针对侧面角焊缝连接轴心受力板件的弹性和弹塑性剪切滞后模型;结合数值模拟,通过应力扩散角的计算可较为准确地获得危险截面上的正应力分布;通过与国外相关标准、试验数据进行对比分析,结合危险截面的塑性区范围,提出了剪切滞后系数的实用计算公式,以便工程设计应用.

致谢: 本文的撰写得到了西安建筑科技大学陈绍蕃教授的指导和帮助,在此表示衷心感谢!

参考文献 References

[1] 中华人民共和国建设部,中华人民共和国国家质量监

- 督检验检疫总局. 钢结构设计规范:GB 50017-2003 [S]. 北京:中国建筑工业出版社,2003.
- Ministry of Construction of People's Republic of China, General Administration of Quality Supervision, Inspection and Quarantine of the People's Republic of China. Code for design of steel structures:GB 50017-2003 [S]. Beijing: China Architecture and Building Press,2003.
- [2] AISC Committee on Specification Specification for Structural Steel Buildings. Specification of structural steel building:ANSI/AISC360-10[S]. American Institute of Steel Construction, 2010.
- [3] The Standard Council of Canada Limit States Design of Steel Structures. Limited states design of steel structures:CAN/CSA-S16-01[S]. Canadian Standards Association, 2001.
- [4] Council of Standard Australia Steel Structure. Steel structure: AS4100-1998 [S]. Australian Standard, 1998.
- [5] MCKIBBEN F. P. Tension tests of steel angles[C]. Proceedings of American Society for Testing and Materials, West Conshocken:West Conshohocken, 1906, 6: 267-274.
- [6] CHESSON E, MUNSE W. H. Riveted and bolted joints: Truss type tensile connection[J]. Journal of Structural Engineering, ASCE, 1963, 89(1): 67-106.
- [7] MUNSE W. H, CHESSON E. Riveted and bolted joints: Net section design[J]. Journal of Structural Engineering, ASCE, 1963, 89(1): 107-126.
- [8] EASTERLING W. S, GONZALEZ Giroux L. Shear lag effects in steel tension members[J]. AISC Engineering Journal, 1993, 30(3): 77-89.
- [9] PETRETTA M. An investigation of the shear lag effect in welded angle tensile connections[D]. Toronto:University of Toronto, 1999.
- [10] BAUER D B, BENADDIA Shear lag in double angle truss connections[J]. Advances in Steel Structures, 2002(12):181-188.
- [11] ZHU H. T, YAN Michael C. H. , LAM Angus C. C, et al. The shear lag effects on welded steel single angle tension members [J]. Journal of Constructional Steel Research, 2009, 65(5): 1171-1186.
- [12] ABI-SAAD G. , BAUER D. Analytical approach for shear lag in welded tension members[J]. Canadian Journal of Civil Engineering, 2006, 33: 384-394.
- [13] WHITMORE R. E. Experimental investigation of stressed in gusset plates[D]. Knoxville, Teen :University of Tennessee, Bulletin No. 16, 1952.
- [14] 刘菁菁. 轴心受拉构件部分连接时的剪切滞后影响分析[D]. 西安:西安建筑科技大学. 2011.
- LIU Jingjing. The shear lag effects on partial connected axial tension members[D]. Xi'an:Xi'an Univ. of Arch. & Tech. , 2011.

(编辑 吴海西)