

文章编号: 1000-4750(2014)05-0071-08

火灾下复杂拉力场钢板剪力墙屈曲后的 上限塑性极限分析

张荣钢^{1,4}, 张宏涛², 石永久³, 庄 茁¹

(1. 清华大学航院工程力学系, 北京 100084; 2. 北方工业大学建筑工程学院, 北京 100144;

3. 清华大学土木学院土木系, 北京 100084; 4. 中国寰球工程公司, 北京 100012)

摘 要: 基于塑性极限分析上限法理论, 提出了火灾下高温复杂拉力场的窄型钢板剪力墙屈曲后的拉力带模型 TSM(Temperature String Model), 依据此假定推导了考虑变温场极限状态下窄型钢板剪力墙屈曲后的水平承载力计算上限解公式, 对火灾温度场下窄型钢板剪力墙屈曲后强度进行了研究, 还推导了火灾下复杂拉力场的两端不同温度场钢板剪力墙屈曲后的水平承载力计算上限解。利用上述方法对石化裂解炉的钢箱体结构进行了抗火极限分析。计算实例表明该方法简单有效, 可以为不同火灾场景下钢箱体结构抗火设计提供理论依据和实用的计算方法。

关键词: 窄型钢板剪力墙; 屈曲后承载力; 复杂温度拉力带模型 TSM; 上限塑性极限分析; 抗火设计

中图分类号: O344.5 文献标志码: A doi: 10.6052/j.issn.1000-4750.2013.10.0925

POST BUCKLING UPPER BOUND PLASTIC-LIMIT ANALYSIS OF FIRE RESISTANCE FOR MULTI-TENSION STEEL PLATE SHEAR WALLS

ZHANG Rong-gang^{1,4}, ZHANG Hong-tao², SHI Yong-jiu³, ZHUANG Zhuo¹

(1. Department of Engineering Mechanics, School of Aerospace, Tsinghua University, Beijing 100084, China;

2. The College of Architecture and Civil Engineering, North China University of Technology, Beijing 100144, China;

3. Department of Civil Engineering, Tsinghua University, Beijing 100084, China;

4. China Huanqiu Contracting & Engineering Corporation, Beijing 100012, China)

Abstract: Based on the upper bound plastic-limit analysis theorem, the assumptions of a Temperature String Model (TSM) of post buckling for multi-tension narrow Steel Plate Shear Wall (SPSW) under fire are summarized, and the upper bound solutions of the allowable shear force of SPSW are deduced. The post buckling bearing properties of narrow SPSW are researched under fire. Also the post buckling for the multi-tension Steel Plate Shear Wall (SPSW) with differing temperature between two ends are summarized, and the upper bound solutions of the allowable shear force of SPSW are deduced. The fire resistance limit analysis of SPSW is studied in the petrochemical furnace equipment, for which the fireproof protection is designed. The application examples indicate that this method is simple and useful, and it can provide a theoretical and practical way for the different fire situation designs of SPSW structures.

Key words: narrow steel plate shear wall; post buckling bearing property; multi-tension temperature string model (TSM); upper bound plastic limit analysis; fire design

收稿日期: 2013-10-09; 修改日期: 2013-12-19

基金项目: 国家“十二五”科技支撑项目(百万吨级乙烯成套工艺技术、关键装备研发及示范应用项目)(2012BAF05B00)

通讯作者: 张荣钢(1961—), 男, 鞍山人, 教授级高工, 博士生, 从事石化建筑结构和结构抗火研究(E-mail: zrg09@mails.tsinghua.edu.cn).

作者简介: 张宏涛(1978—), 男, 潍坊人, 副教授, 博士, 从事结构力学和结构抗火的教学和研究(E-mail: zhanghongtao95@tsinghua.org.cn);

石永久(1962—), 男, 黑龙江鸡东人, 教授, 博士, 博导, 从事高层钢结构抗震研究(E-mail: shiyj@mail.tsinghua.edu.cn);

庄 茁(1952—), 男, 沈阳人, 教授, 博士, 博导, 从事非线性有限元和结构力学的教学和研究(E-mail: zhuangz@mail.tsinghua.edu.cn).

钢板剪力墙结构单元由内嵌钢板和竖向边缘构件(柱或竖向加劲肋)、水平边缘构件(梁或水平加劲肋)构成。许多大型石化装备生产运行的特点是高温和高压,安全等级要求高,通常采用钢板剪力墙结构作为抗侧力结构体系,抵抗水平风荷载、地震荷载和火灾荷载等。有关统计表明:石化火灾约占城市重特大火灾的25%以上,一旦发生事故火灾,钢板剪力墙结构体系承受的火灾荷载当量巨大,对结构的安全造成了严重的威胁。所以,对钢板剪力墙结构的耐火极限和倒塌控制进行研究,并提出实用的计算方法有重要意义。

2013年张荣钢、张宏涛和庄茁^[1]提出了火灾下钢板剪力墙的温度拉力带模型 TSM(Temperature String Model),利用最小势能原理研究了火灾高温下拉力带倾角 α 的变化规律,基于塑性极限分析理论求得了简单拉力场钢板剪力墙底顶端不同温度水平承载力的完全解。但由于事故火灾发生的随机性,起火部位难以事先确定,根据性能化分析原理研究可能发生的不同火灾场景,所以本文将在文献[1]研究证明塑性极限分析方法求解该类问题有效的基础上,对于复杂拉力场分布情况下,用塑性极限分析的上限法推导非均匀拉力场钢板剪力墙,两端不同温度场的水平承载力计算公式,还研究窄型钢板剪力墙火灾下所能承受的水平力的上限解,并提出窄型钢板剪力墙的判断公式,及受力特征为:左右端墙之间的拉力带占较大比例承载力,而文献[1]中一般钢板剪力墙左右端墙间没有拉力带。

回顾常温下拉力带(String Modal)理论,1929年德国教授 Wagner^[2]在飞机铝结构设计时,提出拉力带理论(Diagonal Tension Theory)考虑板的屈曲后强度进行设计;1952年 Paul Kuhn 等^[3]认为 Wagner 压杆屈曲后仍可承受一定荷载,提出了纯剪切与拉力带共同承载的理论。在土木工程钢板剪力墙结构体系中,利用薄钢板屈曲后强度的概念最先由加拿大学者 Thorburn 等^[4]于1983年提出。此后,世界各国许多学者相继提出研究报告:2005年修正拉杆模型 MSM^[5]、Elgaaly 等的衬板条模型 SGM^[6],1999年 Rezai 的多角度拉杆模型 MAM^[7]等。2011年清华大学郭彦林和周明^[8-9]等提出了适用于任意板厚的统一等代模型 USM。

在应用经典塑性极限分析理论(Plastic limit analysis theory)方面,Toh、Fung 和 Tan^[10]基于下限定理和塑性铰理论,结合有限元研究了平面钢框架

的抗火极限承载力;Wong^[11]基于上限定理和塑性铰理论分析了平面钢框架的极限承载力;张宏涛和张荣钢等^[12-14]基于上限定理的平面和空间钢框架结构的抗火极限承载能力研究。在钢板剪力墙中应用经典塑性极限分析理论,Jeffrey 和 Michel^[15]推导了常温下后屈曲钢板剪力墙的相关力学参数。

本文计算基于以下假定:1)材料的 σ - ε 模型是理想刚塑性的;2)在达到塑性极限状态的瞬间之前,结构的变形足够小,且不会失去稳定性;3)所有外荷载都按同一比例增加;4)钢板墙拉力带结构可划分为一系列杆单元的集合体;5)每一杆件温度在截面上均匀分布;6)钢材在高温下的力学特征与时间无关。

1 塑性极限上限定理及基本假定

1.1 塑性极限分析理论的上限定理^[16]

塑性极限分析理论的上限定理:任何一个机动容许的位移(速度)场所对应的载荷(破坏载荷)是极限载荷的上限。

$$\eta^k \geq \eta_l \quad (1)$$

其中: η^k 为机动允许载荷系数; η_l 为真实破坏载荷系数。

$$\int_V (\sigma_{ij}^* - \sigma_{ij}) \dot{\varepsilon}_{ij}^* dV = (\eta^k - \eta_l) \int_{ST} p_i \dot{u}_i^* ds \geq 0 \quad (2)$$

其中:机动允许应力为 σ_{ij}^* ;应变速率为 $\dot{\varepsilon}_{ij}^*$;位移速率为 \dot{u}_i^* 。

将塑性极限分析上限定理,应用于火灾高温下承受水平剪力 V 的钢板剪力墙结构体系时,根据本文所提出的温度拉力带模型,墙顶侧移为 Δ ;钢板墙拉力带的内力为非均匀拉力场,侧移为 Δ 及其线性函数。承受的水平剪力 V 在 Δ 方向所作外力功应与钢板墙拉力带在侧移为 Δ 及其线性函数方向所作内力功相等。根据实际火灾温度场的不同,极限状态时拉力带倾角 α 变化,相应的钢板剪力墙结构体系承受水平剪力 V 的载荷系数 η^k 也不同,但在某状态时与真实解的载荷系数 η_l 最接近,上限解的精度与简化力学模型相关,在工程应用中,可用来近似计算真实解。

1.2 钢板剪力墙屈曲后温度拉力带模型(TSM)的基本假定

文献[1]提出了火灾下底顶端不同温度场钢板剪力墙的温度拉力带模型 TSM(Temperature String

Model)的基本假定,窄型和两端不同温度场钢板剪力墙的计算模型原理与文献[1]相同,不同之处在于拉力带的复杂拉应力分布。

如图 1 所示,研究窄型钢板剪力墙结构考虑火灾温度影响的 TSM 模型,设钢板剪力墙结构几何尺寸 $L \times h_s \times w$,火灾温度场沿高度方向变温按 $T(h)$ 线性函数变化,墙底和墙顶温度分别为 T_b 、 T_t ,火灾高温屈服强度 F_{yb} 、 F_{yt} ,弹性模量 E_b 、 E_t ;火灾高温钢板拉力带的等效弹性模量为 E_e ,梁和柱设防火保护的常温弹性模量分别为 E_{bm} 和 E_c ,承受水平剪力 V 。基本假定如下:

1) 采用 TSM 拉力带假定带宽 s , 数量为 n , 与垂直方向夹角为 α , 拉力带底端与顶端火灾高温屈服强度为 F_{yb} 和 F_{yt} , 弹性模量为 E_b 和 E_t 。如图 1 所示,沿墙底端拉力带的屈服强度为 F_{yb} ,沿墙顶端拉力带的屈服强度分布为 $(F_{ym} + F_{yb}) \sim F_{yt}$,沿墙左端拉力带的屈服强度分布为 $F_{yl} \sim F_{yt}$,沿墙右端拉力带的屈服强度分布:在底部 $L \cdot \cot \alpha$ 高度范围内为 F_{yb} ,以上范围按 $F_{yb} \sim (F_{ym} + F_{yb})$ 分布;

2) 沿拉力带方向,钢板剪力墙自底向顶温度为单调减(或增);

3) 设与 F_{yb} 屈服强度分布计算承受剪力增量部分,在 $L \times h_s$ 板面内均匀分布;

4) 周边钢框架梁为刚性(确定 α 时按有限刚度),柱为有限刚度,梁柱之间为铰接;

5) 仅考虑周边钢框架柱的轴向刚度影响,不考虑其抗弯刚度影响。

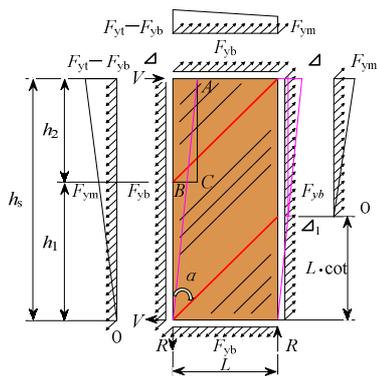


图 1 窄型钢板剪力墙温度拉力带模型力学简图

Fig.1 Narrow SPSW temperature string model (TSM)

研究两端不同温度场钢板剪力墙的计算模型,需要将底顶端不同温度场的相关参数换成左右端温度场的参数,如图 2、图 3 所示。设钢板剪力墙结构几何尺寸 $L \times h_s \times w$,火灾温度场沿水平方向降

(升)温按 $T(l)$ 线性函数变化,墙左和墙右端温度分别为 T_l 、 T_r ,火灾高温屈服强度 F_{yl} 、 F_{yr} ,弹性模量 E_l 、 E_r ;火灾高温钢板拉力带的等效弹性模量为 E_e ,梁和柱设防火保护的常温弹性模量分别为 E_{bm} 和 E_c ,承受水平剪力 V 。

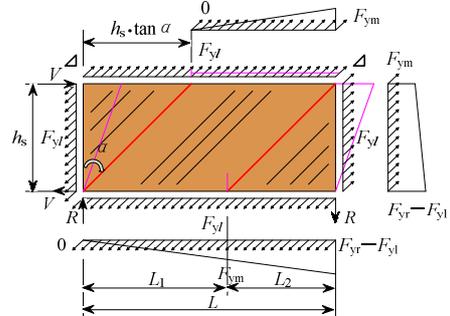


图 2 钢板剪力墙温度拉力带模型力学简图($T_l > T_r$)

Fig.2 SPSW temperature string model (TSM) ($T_l > T_r$)

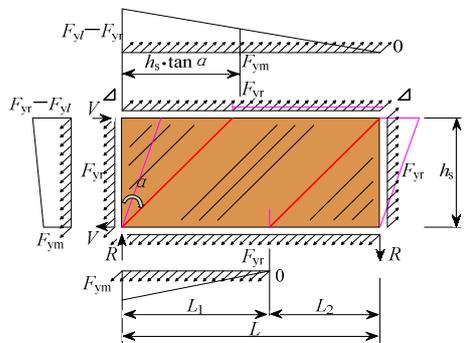


图 3 钢板剪力墙温度拉力带模型力学简图 ($T_l < T_r$)

Fig.3 SPSW temperature string model (TSM) ($T_l < T_r$)

当 $F_{yl} < F_{yr}$ ($T_l > T_r$)时,如图 2 所示,拉力分布基本假定如下:沿墙底端拉力带的屈服强度为 $F_{yl} \sim F_{yr}$,沿墙顶端拉力带的屈服强度分布为:在左端 $h_s \cdot \tan \alpha$ 范围内为 F_{yl} ,以外范围为 $F_{yl} \sim (F_{ym} + F_{yl})$;沿墙左端拉力带的屈服强度分布为 F_{yl} ;沿墙右端拉力带的屈服强度分布 $F_{yr} \sim (F_{ym} + F_{yl})$ 分布。

当 $F_{yl} > F_{yr}$ ($T_l < T_r$)时,如图 3 所示,拉力分布基本假定如下:沿墙底端拉力带的屈服强度:在左端 L_1 范围内为 $(F_{ym} + F_{yr}) \sim F_{yr}$,以外范围为 F_{yr} ;沿墙顶端拉力带的屈服强度分布为 $F_{yl} \sim F_{yr}$,沿墙左端拉力带的屈服强度分布为 $(F_{ym} + F_{yr}) \sim F_{yl}$,沿墙右端拉力带的屈服强度分布为 F_{yr} 。

1.3 屈曲后拉力带倾角 α [1]

采用最小势能原理确定 TSM 模型中拉力带与垂直方向的夹角 α 。

求得:

$$\tan a = \sqrt[4]{\frac{1 + \frac{LwE_c}{2A_cE_c}}{1 + \frac{h_s w E_c}{A_b E_b}}} \quad (3)$$

其中:

$$E_c = (E_t - E_b) / \ln \frac{E_t}{E_b}, \quad E_t \neq E_b \quad (4)$$

$$\text{或} \quad E_c = (E_l - E_r) / \ln \frac{E_l}{E_r}, \quad E_l \neq E_r \quad (5)$$

对于窄型钢板墙假定梁和柱为刚性时, 分别得到:

$$\tan a = \sqrt[4]{1 + \frac{Lw(E_t - E_b) / \ln \frac{E_t}{E_b}}{2A_c E_c}} \quad (6)$$

$$\tan a = \sqrt[4]{\frac{1}{1 + \frac{h_s w (E_t - E_b) / \ln \frac{E_t}{E_b}}{A_b E_b}}} \quad (7)$$

对于左右端不同温度场钢板剪力墙, 仅需将式(6)、式(7)中 E_b 、 E_t 换成 E_l 、 E_r 。

1.4 窄型钢板剪力墙的判断角 a_{lim}

对于钢板剪力墙拉力带与垂直方向的夹角 a 的变化取决于周边框架梁跨度和柱高度的变化^[1], 通过临界角 a_{lim} 来判断钢板剪力墙的类型:

$$a_{lim} = \arctan \frac{L}{h_s} \quad (8)$$

对于温度场为底顶端不同情况下, 当 $a > a_{lim}$ 时, 判断为窄型钢板剪力墙, 按本文式(17)计算水平承载力 V ; 当 $a < a_{lim}$ 时, 按文献[1]中式(26)计算水平承载力 V 。应用上述式(6)、式(7)和式(8)计算出钢板剪力墙拉力带与垂直方向的夹角 a 的范围如图4所示, 由图可见, 窄型钢板墙的部分拉力带在左右端墙之间。

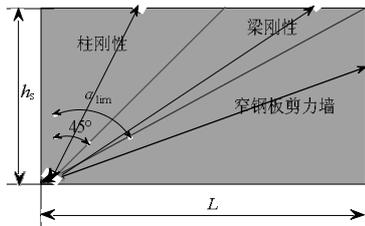


图4 钢板墙温度模型拉力带夹角 a 范围

Fig.4 Temperature string model (TSM) angle a

1.5 火灾时高温钢材性能

火灾高温下钢材的屈服强度, 弹性模量等力学

性能将发生变化, 而这些性能对钢构件抗火能力极为重要, 是钢结构进行抗火计算与设计的基础。高温钢材力学性能参数可通过试验确定。同济大学做了大量的试验, 提出了火灾高温下钢材性能指标用于《建筑钢结构防火技术规范》CECS 200: 2006^[17], 火灾高温下钢材的弹性模量 E_T 为:

$$E_T = c_T E \quad (9)$$

其中: E_T /MPa 表示温度为 T_s 时钢材的弹性模量; E /MPa 为常温下钢材的弹性模量; c_T 为高温下钢材弹性模量的折减系数, 由上述规范确定。

火灾高温下钢材的屈服强度 f_{yT} 为:

$$f_{yT} = h_T f_y \quad (10)$$

其中: f_{yT} /MPa 表示温度为 T_s 时钢材的屈服强度; f_y /MPa 为常温下钢材的屈服强度; h_T 为高温下钢材屈服强度的折减系数, 也由上述规范确定。

2 塑性极限上限法求解承受的水平力 V

2.1 求解窄钢板剪力墙 TSM 模型中承受的水平力 V

火灾下窄型钢板剪力墙及周边框架结构在水平力 V 作用下, 如图1, 系统的外力功为:

$$W_e = V \cdot \Delta \quad (11)$$

上限机动法位移场见图1, 墙顶侧移为 D , 相应系统的拉力带内力功由三部分叠加组成: ① 与底端屈服强度 F_{yb} ($F_{yb} < F_{yt}$) 对应的整体墙的拉力带内力功 W_1 ; ② 顶端拉力带 $DF_y(h_2)$ 与由 ABC 组成三角形位移场乘积的内力功 W_2 ; ③ 右端墙拉力带与左端墙拉力带 $DF_y(h_1)$ 位移差值 D_1 产生的内力功 W_3 ; 有下式成立:

$$W_i = W_1 + W_2 + W_3 \quad (12)$$

$$W_i = (n_b A_{st} F_{yb} \sin a) D + \frac{w \cdot \sin^2 a}{h_2} \int_0^{h_2} DF_y(h) \cdot h \cdot dh \times D + \frac{w \cdot L \cdot \sin a \cos a}{h_s} \int_0^{h_1} DF_y(h) dh \times D \quad (13)$$

$$\text{令, } W_e = W_i \quad (14)$$

得:

$$V = (n_b A_{st} F_{yb} \sin a) + \frac{w \cdot \sin^2 a}{h_2} \int_0^{h_2} DF_y(h) \cdot h \cdot dh + \frac{w \cdot L \cdot \sin a \cos a}{h_s} \int_0^{h_1} DF_y(h) dh \quad (15)$$

其中:

$$n_b = \frac{L \cos \alpha}{s}; A_{st} = w \cdot s \quad (16)$$

因此:

$$\begin{aligned} V &= \frac{1}{2} F_{yb} \cdot w \cdot L \cdot \sin 2\alpha + w \cdot \sin^2 \alpha \cdot \frac{L \cot \alpha}{h_s} \cdot \\ &\int_0^{h_2} \Delta F_y(h) \cdot \left(1 - \frac{h}{h_2}\right) \cdot dh + \frac{w \cdot L \cdot \sin \alpha \cos \alpha}{h_s} \cdot \\ &\int_0^{h_1} \Delta F_y(h) dh = \frac{1}{2} F_{yb} \cdot w \cdot L \cdot \sin 2\alpha + \frac{w \cdot L \sin \alpha \cos \alpha}{h_s} \cdot \\ &\int_0^{h_2} F_{ym} \cdot \left(1 - \frac{h}{h_2}\right) \cdot dh + \frac{w \cdot L \sin \alpha \cos \alpha}{h_s} \int_0^{h_2} \left(1 - \frac{h}{h_2}\right) \cdot \\ &\frac{F_{yt} - F_{yb} - F_{ym}}{h_2} \cdot h \cdot dh + \frac{w \cdot L \cdot \sin \alpha \cos \alpha}{h_s} \int_0^{h_1} \Delta F_y(h) dh, \\ V &= \frac{1}{2} F_{yb} \cdot w \cdot L \cdot \sin 2\alpha + w \cdot \sin^2 \alpha \cdot \frac{L \cot \alpha}{h_s} \int_0^{h_2} \Delta F_y(h) \cdot \\ &\left(1 - \frac{h}{h_2}\right) \cdot dh + \frac{w \cdot L \cdot \sin \alpha \cos \alpha}{h_s} \int_0^{h_1} \Delta F_y(h) dh = \frac{1}{2} F_{yb} \cdot \\ &w \cdot L \cdot \sin 2\alpha + \frac{w \cdot L \sin \alpha \cos \alpha}{h_s} \int_0^{h_2} F_{ym} \cdot \left(1 - \frac{h}{h_2}\right) \cdot dh + \\ &\frac{w \cdot L \sin \alpha \cos \alpha}{h_s} \int_0^{h_2} \left(1 - \frac{h}{h_2}\right) \cdot \frac{F_{yt} - F_{yb} - F_{ym}}{h_2} \cdot h \cdot dh + \\ &\frac{w \cdot L \cdot \sin \alpha \cos \alpha}{h_s} \int_0^{h_1} \Delta F_y(h) dh = \frac{1}{2} F_{yb} \cdot w \cdot L \cdot \sin 2\alpha + \\ &\frac{1}{4} F_{ym} w \cdot L \cdot \frac{h_2}{h_s} \sin 2\alpha + \frac{1}{12} (F_{yt} - F_{yb} - F_{ym}) w \cdot \\ &L \cdot \frac{h_2}{h_s} \sin 2\alpha + \frac{1}{4} F_{ym} w \cdot L \cdot \frac{h_1}{h_s} \sin 2\alpha \quad (17) \end{aligned}$$

2.2 求解两端不同温度场钢板剪力墙 TSM 模型中承受的水平力 V

火灾下两端不同温度场钢板剪力墙及周边框架结构在水平力 V 作用下, 如图 2、图 3 所示, 系统的外力功与式(11)相同为:

$$W_e = V \cdot \Delta$$

上限机动法位移场见图 2、图 3, 墙顶侧移为 Δ , 相应系统的拉力带内力功由三部分叠加组成: ① 与左(右)端屈服强度 F_{yl} (F_{yr}), $F_{yl} < F_{yr}$ ($F_{yl} > F_{yr}$), 对应的整体墙的拉力带内力功 W_1 ; ② 顶端拉力带 $\Delta F_y(L_1) \cdot \Delta$ 产生的内力功 W_2 ; ③ $F_{yl} < F_{yr}$ 时, 右端墙拉力带与底端墙拉力带 $\Delta F_y(L_2)$ 位移场差值 $\Delta(h)$ 乘积的内力功 W_3 ; $F_{yl} > F_{yr}$ 时, 顶端墙拉力带与左端墙拉力带 $\Delta F_y(h_s)$ 位移场差值 $\Delta(h)$ 乘积的内力功 W_3 ; 则有下式成立:

$$\begin{aligned} W_i &= (n_b A_{st} F_{yl} \sin \alpha) \Delta + w \cdot \sin^2 \alpha \int_0^{L_1} \Delta F_y(l) dl \times \Delta + \\ &\frac{w \cdot \sin^2 \alpha}{h_s} \int_0^{h_s} \Delta F_y(h) \cdot h dh \times \Delta \quad (18) \end{aligned}$$

$$\text{令 } W_e = W_i \quad (19)$$

得:

$$\begin{aligned} V &= (n_b A_{st} F_{yb} \sin \alpha) + w \cdot \sin^2 \alpha \int_0^{L_1} \Delta F_y(l) dl + \\ &\frac{w \cdot \sin^2 \alpha}{h_s} \int_0^{h_s} \Delta F_y(h) \cdot h dh \quad (20) \end{aligned}$$

由式(20), 当 $F_{yl} < F_{yr}$ 时, 得:

$$\begin{aligned} V &= \frac{1}{2} F_{yl} \cdot w \cdot L \cdot \sin 2\alpha + w \cdot \sin^2 \alpha \int_0^{L_1} \Delta F_y(l) dl + \\ &\frac{w \cdot \sin^2 \alpha}{h_s} \int_0^{h_s} \Delta F_y(h) \cdot h dh = \frac{1}{2} F_{yl} \cdot w \cdot \\ &L \cdot \sin 2\alpha + w \cdot \sin^2 \alpha \int_0^{L-h_s \cdot \tan \alpha} \frac{F_{ym}}{L-h_s \cdot \tan \alpha} l dl + \\ &\frac{w \cdot \sin^2 \alpha}{h_s} \int_0^{h_s} F_{ym} \cdot h dh + \frac{w \cdot \sin^2 \alpha}{h_s} \int_0^{h_s} \left(1 - \frac{h}{h_s}\right) \cdot \\ &(F_{yr} - F_{yl} - F_{ym}) \cdot h dh \end{aligned}$$

$$\text{其中: } [w \cdot \sin^2 \alpha \int_0^{L-h_s \cdot \tan \alpha} \frac{F_{ym}}{L-h_s \cdot \tan \alpha} l dl =$$

$$\begin{aligned} &\frac{1}{2} w \cdot \sin^2 \alpha (L - h_s \cdot \tan \alpha) F_{ym}] = \frac{1}{2} F_{yl} \cdot w \cdot \\ &L \cdot \sin 2\alpha + \frac{1}{2} w \cdot \sin^2 \alpha (L - h_s \cdot \tan \alpha) F_{ym} + \\ &\frac{w \cdot \sin^2 \alpha}{h_s} F_{ym} \frac{h_s^2}{2} + \frac{w \cdot \sin^2 \alpha}{h_s} (F_{yr} - F_{yl} - F_{ym}) \cdot \\ &\left[\frac{1}{2} h^2 - \frac{1}{3 h_s} h^3 \right]_0^{h_s} = \frac{1}{2} F_{yl} \cdot w \cdot L \cdot \sin 2\alpha + \\ &\frac{1}{2} F_{ym} \cdot w \cdot (L - h_s \cdot \tan \alpha) \sin^2 \alpha + \frac{1}{2} F_{ym} \cdot w \cdot \\ &h_s \sin^2 \alpha + \frac{1}{6} (F_{yr} - F_{yl} - F_{ym}) w \cdot h_s \sin^2 \alpha \quad (21) \end{aligned}$$

当 $F_{yl} > F_{yr}$ 时, 由位移场图 2 与位移场图 1 比较, 两者承受的水平力相同, 将 F_{yl} 与 F_{yr} 对换得到下式:

$$\begin{aligned} V &= \frac{1}{2} F_{yr} \cdot w \cdot L \cdot \sin 2\alpha + \frac{1}{2} F_{ym} \cdot w \cdot (L - h_s \cdot \tan \alpha) \cdot \\ &\sin^2 \alpha + \frac{1}{2} F_{ym} \cdot w \cdot h_s \sin^2 \alpha + \\ &\frac{1}{6} (F_{yl} - F_{yr} - F_{ym}) w \cdot h_s \sin^2 \alpha \quad (22) \end{aligned}$$

3 火灾下钢板剪力墙周边框架的刚度

3.1 周边框架保护为常温时火灾下钢板剪力墙刚度

一般情况下对于火灾下钢板剪力墙周边框架梁,上下拉力带的应力场相互平衡,无须限制周边框架梁的刚度。

常温下,要保证钢板剪力墙的抗侧效率,要求边框柱必须有足够的锚固刚度。为此,加拿大规范 CAN/CSA S16-1994^[18]对边框柱的截面惯性矩 I_c 提出了严格的限制:

$$I_c \geq \frac{0.00307 \cdot w h_s^4}{L} \quad (23)$$

式(23)源于 Kuhn 等于 1952 年给出的“板梁翼缘”刚度限制,其作用旨在为板梁腹板发挥屈曲后强度提供足够的锚固。沿用板梁的结论是因为钢板剪力墙整体受力类似于底端固接的竖向悬臂梁:边柱相当于翼缘,内嵌钢板相当于腹板,边梁近似等效为横向加劲肋。

火灾情况下,钢板剪力墙周边框架柱承受的拉力带应力一般不大于常温情况,所以采用式(23)作为限定值。对于边框柱超过界限值情况,应增加横梁(加劲梁)减小钢板剪力墙的高度。

3.2 火灾下温度场对钢板剪力墙周边框架的影响

火灾下钢板剪力墙周边框架有一般措施防火保护涂层时,其温度随着火灾的持续还会不断升高,相关标准^[17]设定石化钢结构 90min 时间的平均温度不大于 550℃。此时,钢材的强度和刚度都有不同程度的降低,按式(9) $E_T = \chi_T E$ 刚度折减公式计算的 $\chi_T = 0.636$ 。

根据式(23)常温下周边框架柱的刚度要求,在规定的耐火极限时间内构件温度不超过 550℃,火灾高温下根据等效刚度的原则来确定周边框架柱的刚度要求如下式:

$$EI_c = E_T I_{cs} \quad (24)$$

将式(24)代入式(23)得:

$$I_{cs} \geq \frac{0.004827 w \cdot h_s^4}{L} \quad (25)$$

用式(25)作为火灾下钢板剪力墙一般保护措施时周边框架柱的截面惯性矩 I_{cs} 的最小限定值,确保拉力场的充分发挥。

4 实例

某石化装置裂解炉钢板剪力墙结构,见图 5,简化尺寸 $L \times h_s \times w = 3910\text{mm} \times 9008\text{mm} \times 5\text{mm}$ 。

火灾场景 1: 火灾温度场沿水平方向不变,沿高度方向火灾降温按 $T(h)$ 线性变化; 火灾场景 2: 火灾温度场沿高度方向不变,沿水方向火灾降温按 $T(l)$ 线性变化。

本文研究火灾场景 2,火灾下墙右端和左端温度分别为 $T_r = 800^\circ\text{C}$ 和 $T_l = 373^\circ\text{C}$, 模量 $E_r = 0.1E$, $E_l = 0.861E$, E 为常温时钢材的弹性模量,屈服强度 $F_{yr} = 21.5\text{MPa}$, $F_{yl} = 206\text{MPa}$ ^[16], 钢板剪力墙所受风荷载 $V = 333.42\text{kN}$ 。屈服应力分布函数 $\Delta F_y(h)$ 沿高度按线性函数变化。柱截面 HW428×407, $A_c = 36140\text{mm}^2$, 梁截面 H850×200×16×100, $A_b = 48800\text{mm}^2$, 钢板加劲 14a 槽钢, $A_s = 1851\text{mm}^2$ 。

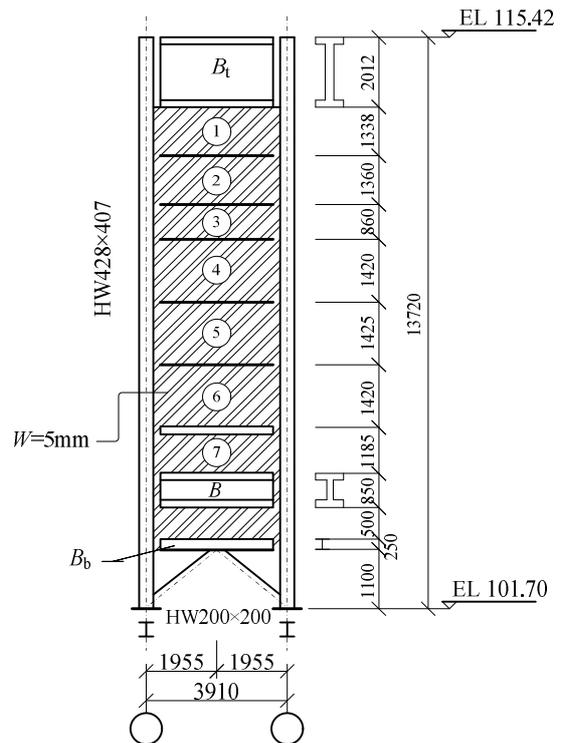


图 5 某石化裂解炉钢板剪力墙结构简图 /mm

Fig.5 The SPSW in a petrochemical furnace

4.1 窄型整体钢板剪力墙结构的计算

1) 拉力带与垂直方向夹角 α 的计算

设钢板剪力墙结构梁为刚性,在不考虑板加劲作用的情况下,整体 3910mm×9008mm×5mm 墙由式(6)计算求解如下:

$$\tan \alpha = \sqrt[4]{1 + \frac{Lw(E_t - E_b) / \ln \frac{E_t}{E_b}}{2A_c E_c}} =$$

$$\sqrt[4]{1 + \frac{3910 \times 5 \times (0.861E - 0.1E) / \ln \frac{0.861E}{0.1E}}{2 \times 36140 \times 0.861E}} = 1.02667$$

得: $\alpha = 45.75^\circ$ 。由式(8)临界角 α_{lim} 来判断 $\alpha_{lim} = \arctan \frac{L}{h_s} = \arctan \frac{3910}{9008} = 23.46^\circ < 45.75^\circ$ 为窄型墙。

2) 钢板剪力墙结构承受水平剪力 V 的计算

由式(17)计算结果如下:

$$V = \frac{1}{2} F_{yb} \cdot w \cdot L \cdot \sin 2\alpha + \frac{1}{4} F_{ym} \cdot w \cdot L \cdot \frac{h_2}{h_s} \sin 2\alpha +$$

$$\frac{1}{12} (F_{yt} - F_{yb} - F_{ym}) w \cdot L \cdot \frac{h_2}{h_s} \sin 2\alpha +$$

$$\frac{1}{4} F_{ym} w \cdot L \cdot \frac{h_1}{h_s} \sin 2\alpha =$$

$$\frac{1}{2} \times 21.5 \times 5 \times 3910 \times \sin(2 \times 45.75^\circ) +$$

$$\frac{1}{4} \times 119.1 \times 5 \times 3910 \times \frac{3808}{9008} \times \sin(2 \times 45.75^\circ) +$$

$$\frac{1}{12} \times (206 - 21.5 - 119.1) \times 5 \times 3910 \times \frac{3808}{9008} \times$$

$$\sin(2 \times 45.75^\circ) + \frac{1}{4} \times 119.1 \times 5 \times 3910 \times \frac{5200}{9008} \times$$

$$\sin(2 \times 45.75^\circ) = 210090 + 245990.4 +$$

$$45025.9 + 335911.3 = 837017.6 \text{ N} =$$

$$837.0 \text{ kN} > 333.4 \text{ kN} \quad (26)$$

分析计算结果式(26), 实例的窄型钢板剪力墙拉力带承受的水平剪力中, 左右端墙之间的拉力带数量较多, 且平均侧移较大, 承载力占窄型剪力墙约 40.1%, 所占比例最高, 如式中第四项, 对左右端墙的刚度提出了较高的要求; 左端墙至顶端墙拉力带数量虽有限, 但平均侧移最大, 产生的抵抗力占 34.7%, 所占比例次之, 如式中第二项、第三项之和; 按墙底端最低应力钢板剪力墙周边均匀拉力场计算时, 墙顶端位移场产生的抵抗力占 25.2%, 所占比例最小, 如式中第一项。这是由于墙底部温度较高, 火灾高温下屈服强度低, 且左右端柱拉力场水平方向应力相互平衡的缘故。

3) 计算结果的对比

火灾下底顶端不同温度作用时, 钢板墙承受的

剪力按以上 2) 计算, 与分别按底和顶端相同温度作用时的屈服强度计算的承载力 V_b 和 V_t 进行比较:

$$V_b = \frac{1}{2} F_{yt} w L \sin 2\alpha = 210.1 \text{ kN},$$

$$V_t = \frac{1}{2} F_{yb} w L \sin 2\alpha = 2012.9 \text{ kN},$$

$$V / V_b = 3.98, \quad V / V_t = 0.415.$$

与常温情况下钢板剪力墙承载力 V 的比较:

$$V_c = \frac{1}{2} F_{yb} w L \sin 2\alpha = 2097.8 \text{ kN}, \quad V / V_c = 0.398.$$

与钢板剪力墙弹性屈曲承载力 σ_{xycr} [19] 的比较:

$$\sigma_{xycr} = K \frac{\pi^2 D}{L^2 w} = 10 \times \frac{\pi^2 \times 2.4 \times 10^6}{3910^2 \times 5} = 3.09 \text{ N/mm}^2,$$

$$D = \frac{E w^3}{12(1-n^2)} = \frac{2.1 \times 10^5 \times 5^3}{12(1-0.3^2)} = 2.4 \times 10^6,$$

$$V / L \cdot w \cdot \sigma_{xycr} = 695.0 \text{ kN} / 60.4 \text{ kN} = 13.8.$$

4.2 设置加劲时钢板剪力墙结构的计算

根据结构实际构造, 设柱刚性, 文献[1]已计算了火灾场景 1 时墙顶温度 373° , 墙底温度 800° 时钢板剪力墙的承载力为 $V_c = 6578.3 \text{ kN}$, $V = 4811.6 \text{ kN}$ 。

其中:

$$V = \frac{V_e \cdot h_e}{h_s} \quad (27)$$

$$V_e = \sum_{i=1}^7 V_i \quad (28)$$

$$h_e = \frac{\sum V_i h_i}{\sum V_i} \quad (29)$$

以下用本文推导的式(22)计算火灾场景 2 墙左端温度 373°C , 墙右端温度 800°C 时钢板墙承载力。超过以上临界温度 800°C 时, 钢板屈服强度为 0, 结构体系中板失效, 以目前情况整体结构是安全的, 钢板剪力墙的承载力为 $V = 2263.5 \text{ kN}$ 。但加劲横梁做防火保护非常必要, 见表 1, 其中 V_i 为局部钢板剪力墙的承载力, $V1_i$ 为相应板按墙右端火灾高温屈服均匀场拉力产生的承载力, 而 $V2_i$ 为沿钢板剪力墙周边拉力带不均匀场, 增加承载力部分。随着火灾的持续, 结构的温度继续上升, 钢板剪力墙退化为周边钢框架结构, 所以对结构体系的梁柱进行防火保护是非常必要的, 提高周边钢框架结构耐火极限温度使其不先于板破坏。由于石化装备散热的要求, 炉墙板不作防火保护。同时, 计算分析表明: 设置加劲的钢板剪力墙比没有加劲的承载力大

幅度提高, 本实例提高 2.70 倍。

表 1 炉墙板承载力表

Table 1 Allowable shear of SPSW

墙号	①	②	③	④	⑤	⑥	⑦
墙高/mm	1338	1360	860	1420	1425	1420	1185
墙宽/mm	3910	3910	3910	3910	3910	3910	3910
左温/(°C)	373	373	373	373	373	373	373
右温/(°C)	800	800	800	800	800	800	800
左模量	0.861E	0.861E	0.861E	0.861E	0.861E	0.861E	0.861E
右模量	0.1E	0.1E	0.1E	0.1E	0.1E	0.1E	0.1E
左强度/MPa	206	206	206	206	206	206	206
右强度/MPa	21.5	21.5	21.5	21.5	21.5	21.5	21.5
Fym 强度	155	155	163.8	155	155	155	159.5
α 角/(°)	27.4°	27.3°	29.8°	27.1°	27.1°	27.1°	28.1°
V_1 /kN	171.7	171.7	181.2	170.4	170.4	170.4	174.6
V_2 /kN	379.1	380	434.4	377.2	377.4	377.2	411
V_i /kN	550.8	551.7	615.6	547.6	547.8	547.6	585.6
ΣV_i /kN	$V_c=3946.7$ kN; $V=2263.5$ kN/837.0kN=2.70						

5 结论

基于塑性极限分析上限定理, 对在火灾作用下复杂拉力场的窄型和两端不同温度场钢板剪力墙及周边框架结构, 薄钢板屈服后拉力带进行了塑性极限状态分析, 求得了所能承受水平剪力的上限解。实例分析表明, 用本文推导的解析解公式计算火灾下钢板剪力墙水平承载力简单有效, 能为工程设计提供可靠的理论依据和实用的计算方法。

参考文献:

- [1] 张荣钢, 张宏涛, 庄茁. 火灾下钢板剪力墙屈服后的塑性极限分析[J]. 工程力学, 2013, 30(4): 115—121. Zhang Ronggang, Zhang Hongtao, Zhuang Zhuo. Post buckling plastic limit analysis of fire resistance for steel plate shear walls [J]. Engineering Mechanics, 2013, 30(4): 115—121. (in Chinese)
- [2] Wagner H. Flat sheet metal girder with very thin metal web: Part 1: General theories and assumptions [M]. Technical Memorandum No. 604. Washington: National Advisory Committee for Aeronautics, 1931: 524—558.
- [3] Kuhn Paul, Peterson, James P, Levin L Ross. A Summary of Diagonal Tension [R]. Part I—Methods of Analysis; NACA-TN-2661; Langley Field: May 1952.
- [4] Thorburn L J, Kulak G L, Montgomery C J. Analysis of steel plate shear walls [R]. No. 107. Edmonton: Department of Civil Engineering, University of Alberta, 1983
- [5] Shishkin J J, Driver R G, Grondon G Y. Analysis of steel plate shear walls using the modified strip model [R]. No. 261. Edmonton: Department of Civil Engineering, University of Alberta, 2005.
- [6] Elgaaly M, Liu Y. Analysis of thin steel plate shear walls [J]. Journal of Structural Engineering, ASCE, 1997, 123(11): 1487—1496.
- [7] Rezaei M. Seismic behavior of steel plate shear walls by shake table testing [D]. Vancouver: University of British Columbia, 1999.
- [8] 郭彦林, 周明. 非加劲与防屈曲钢板剪力墙性能及设计理论的研究现状[J]. 建筑结构学报, 2011, 32(1): 1—16. Guo Yanlin, Zhou Ming. An over view of current state-of-the-art in behavior and design theory for unstiffened or buckling restrained steel plate shear walls [J]. Journal of Building Structures 2011, 32(1): 1—16. (in Chinese)
- [9] 郭彦林, 周明. 非加劲钢板剪力墙结构分析等代模型研究[J]. 工程力学, 2011, 28(4): 63—75. Guo Yanlin, Zhou Ming. Research on analytical models for unstiffened steel plate shear walls [J]. Engineering Mechanics, 2011, 28(4): 63—75. (in Chinese)
- [10] Toh W S, Fung T C, Tan K H. Fire Resistance of Steel Frames Using Classical and Numerical Methods [J]. Journal of Structural Engineering, 2001, 127(7): 829—838.
- [11] Wong M B. Elastic and Plastic Methods for Numerical Modeling of Steel Structures Subject to Fire [J]. Journal of Constructional Steel Research, 2001, 57(1): 1—14.
- [12] 张宏涛, 张荣钢, 白玉星, 徐秉业, 等. 钢框架整体结构的抗火极限安全分析[J]. 工程力学, 2008, 25(8): 121—136. Zhang Hongtao, Zhang Ronggang, Bai Yuxing, Xu Bingye, et al. Fire resistance limit and safety analysis of steel frame assemblies [J]. Engineering Mechanics, 2008, 25(8): 121—136. (in Chinese)
- [13] 张荣钢, 张宏涛, 白玉星, 徐秉业, 等. 兰州石化乙烯装置钢框架的抗火极限安全分析[J]. 建筑结构学报, 2007, 28(增刊): 136—141. Zhang Ronggang, Zhang Hongtao, Bai Yuxing, Xu Bingye, et al. Fire resistance limit and safety analysis of steel frames in Lanzhou Petrochemical Ethylene Plant [J]. Journal of Building Structures, 2007, 28(Suppl): 136—141. (in Chinese)
- [14] Zhang Ronggang, Zhang Hongtao, Bai Yuxing, et al. Fire Safety Analysis of Plastic Steel Frames [J]. CMC: Computers, Materials & Continua, 2010, 20(3): 243—250.
- [15] Jeffrey Berman, Michel Bruneau. Plastic analysis and design of steel plate shear walls [J]. Journal of Structural Engineering, 2003, 129(11): 1448—1456.
- [16] 徐秉业, 刘信声. 应用弹塑性力学[M]. 北京: 清华大学出版社, 1999: 416. Xu Bingye, Liu Xinsheng. The applicative mechanics of elastoplasticity [M]. Beijing: Tsinghua University Press, 1999: 416. (in Chinese)
- [17] CECS 200: 2006, 建筑钢结构防火技术规范[S]. 北京: 中国计划出版社, 2006. CECS 200: 2006, Technical code for fire safety of steel structure in buildings [S]. Beijing: China Planning Press, 2006. (in Chinese)
- [18] CAN/CSA S16 1-94. Limit States Design of Steel Structures [S]. 1994.
- [19] 王俊奎, 张志民. 板壳的弯曲与稳定[M]. 北京: 国防工业出版社, 1980: 11. Wang Junkui, Zhang Zhimin, The bending and bucking in plate and shell [M]. Beijing: National Defense Industry Press, 1980: 11. (in Chinese)