

DOI: 10.11918/j.issn.0367-6234.201512074

集装箱房抗侧刚度分析 I: 整箱蒙皮效应

查晓雄, 范坤杰

(哈尔滨工业大学 深圳研究生院, 广东 深圳 518055)

摘要: 作为轻钢结构, 集装箱房的水平抗侧能力是其抗震抗风设计的重要力学性能指标, 而目前却缺乏可靠的理论计算式用以分析. 为对实际工程设计提供参考, 且为完善波纹蒙皮结构的理论体系, 本文对集装箱房水平抗侧刚度的计算式进行推导. 区别于传统利用螺栓连接的蒙皮结构, 集装箱房的侧壁波纹板与其钢框架之间是焊接连接的, 在剪切作用下的平面内相互作用力分布以及变形组成有很大变化, 求解关键在于分析波纹膜板在焊接边界条件下的蒙皮效应. 基于能量理论, 结合 ABAQUS 有限元模拟方法, 分析了集装箱房在顶部水平均布荷载作用下的理想抗侧刚度以及顶角件处水平集中荷载作用下的局部效应, 分别得到相应的抗侧刚度计算公式, 并利用已有试验数据对理论进行验证. 结果表明: 集中荷载作用下, 加载端局部变形远大于整体侧移, 且局部效应的有效作用范围同侧梁线刚度、集装箱规格有关. 实际工程中, 通过增加上侧梁有效截面积或上下层之间的连接件数量, 可有效减小局部变形, 提升整体抗侧能力.

关键词: 集装箱房; 抗侧刚度; 蒙皮效应; 波纹膜板; 局部变形

中图分类号: TU392.5

文献标志码: A

文章编号: 0367-6234(2017)06-0102-07

Analysis on the lateral stiffness of container house I: diaphragm effect of the whole

ZHA Xiaoxiong, FAN Kunjie

(Shenzhen Graduate School, Harbin Institute of Technology, Shenzhen 518055, Guangdong, China)

Abstract: As a light steel structure, the horizontal lateral resistance is an important parameter for the aseismic design of container house, while there is no reliable theoretical calculation formula. To provide reference for design and improve the theoretical system of corrugated skin structure, this paper deduced the calculation formula of lateral stiffness of container house. Different from the traditional skin structure using bolt connections, the side wall plate and steel frame of container house are connected by welding, the shear stress distribution and deformation composition in plane vary greatly, and the key point of solution is to analyze the diaphragm effect of corrugated plate under the welding boundary condition. Based on the energy theory and ABAQUS finite element simulation, the ideal lateral stiffness under uniformly horizontal distributed load and the local deformation under concentrated load at the top corner fitting were analyzed respectively. Then the calculation formula of lateral stiffness was derived, and it was verified by the experimental data. The results show that: under the concentrated load, the local deformation is much larger than the overall lateral displacement and the local effect ranges with the beam stiffness and the specifications of the container. In practical engineering, it is effective to increase the beam's effective sectional area or the amounts of connecting components for reducing the local deformation and improving the whole lateral stiffness.

Keywords: container house; lateral stiffness; diaphragm effect; corrugated plate; local deformation

集装箱房是指以具有建筑使用功能的集装箱箱体作为一个建筑单元模块, 将这些模块组合构成的房屋^[1]. 目前, 集装箱房屋多采用叠箱结构体系, 犹如堆积木, 层与层之间的作用力主要表现为剪力作用, 只要分析得到单箱的抗侧刚度, 根据荷载分配及变形协调就能确定多层多跨集装箱结构的抗侧刚度^[2]. 然而, 集装箱的抗侧刚度组成复杂, 其侧壁压型钢板与钢框架焊接, 在平面内具有很大的刚度, 能

有效控制结构侧移, 这种作用叫做蒙皮效应.

国外早在 20 世纪 70 年代已对蒙皮效应有过研究^[3-10], 但他们研究的螺栓连接型蒙皮屋面板同集装箱这种焊接连接型蒙皮结构有较大差异. 虽然国际上也有针对集装箱力学性能的试验检测标准^[11], 但却均以集装箱作为运输工具为前提, 并不适用于集装箱房的设计. 国内已出版的集装箱房规程^[1]仅给出了标准集装箱的具体刚度值, 而没有计算公式, 无法用于理论分析. 同时, 国内现有的理论研究^[12-16], 均未考虑到不同荷载形式对集装箱变形组成的影响.

本文针对集装箱这一特定的蒙皮结构进行研究, 分别从均布荷载作用和集中荷载作用两方面对其抗侧刚度进行分析, 确定了集中荷载作用下的局

收稿日期: 2015-12-16

基金项目: 科学技术部国家科技支撑计划子课题:《建筑材料行业科技集成服务平台》(2014BAH25F05-2)

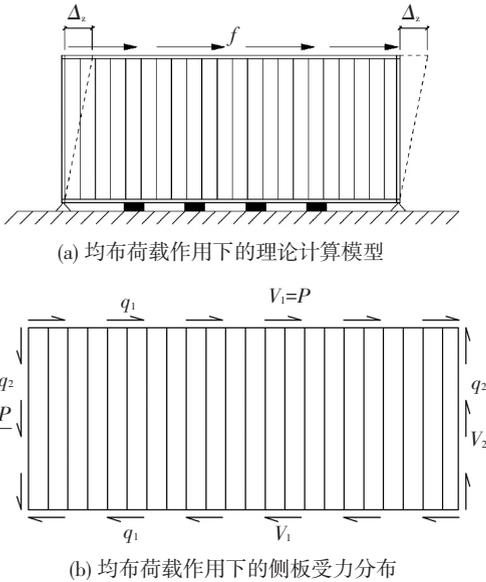
作者简介: 查晓雄(1968—), 男, 教授, 博士生导师

通信作者: 查晓雄, zhaxh@126.com

部效应,并通过对比课题组已有试验数据进行了验证,为实际工程设计提供参考。

1 均布荷载作用下的理想抗侧刚度

本文的抗侧刚度计算沿用弹性计算假定。沿上梁均布的水平力作用下,集装箱两端产生相等的整体侧移,定义为 Δ_z 。由于顶板随着两端自由侧移且端壁钢板平面外抗弯刚度很小,因此,取集装箱单侧进行分析即可,见图 1(a)。f 表示沿上侧梁均布的水平线荷载, $f \times L = P$ 。将计算模型视为悬臂梁,其跨高比远小于普通深梁,变形原理和欧拉梁相反——只有剪切变形,忽略弯曲变形。假设侧板仅受剪力 V_1 、 V_2 作用,见图 1(b)。侧板剪应变 γ 主要由纯剪作用引起的剪应变 γ_j 以及波纹扭曲引起的剪应变 γ_n 组成。



(a) 均布荷载作用下的理论计算模型

(b) 均布荷载作用下的侧板受力分布

图 1 均布荷载作用下集装箱变形及受力分析

Fig.1 Deformation and stress analysis of container under uniform load

1.1 纯剪作用引起的剪应变

集装箱侧壁是压型钢板,突出的波纹使其剪切变形相对平板更大,取图 2 所示的波纹单元进行分析。

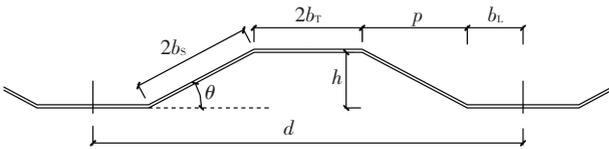


图 2 集装箱侧板的一个波纹单元

Fig.2 Corrugated unit of container's side plate

根据能量理论,可得到由纯剪作用引起的一个单元的应变能:

$$U = \int_0^{a_s} \int_0^H \frac{q^2 dx dy}{2Gt}, \quad (1)$$

式中: $a_s = 2(b_L + 2b_s + b_T)$, $q = V_2/H$ 是沿波纹方向的剪应力合力, G 是钢材剪切弹性模量, H 是集装箱侧板高度, t 是侧板厚度。

由卡氏第二定理,可得波纹单元在该方向的位移:

$$\frac{\partial U}{\partial V_2} = \int_0^{a_s} \int_0^H \frac{q \frac{\partial q}{\partial V_2} dx dy}{Gt} = \frac{a_s H}{Gt} \times \frac{1}{H^2} \times V_2 = \frac{a_s}{GtH} V_2, \quad (2)$$

将 $G = E/2(1 + \nu)$ 、 $2(b_L + 2b_s + b_T) = d(1 + h/d)$ 代入式(2),得到相应的剪应变:

$$\gamma_j = \frac{\partial U}{\partial V_2} \times d = \varphi_j \times \gamma_c = \varphi_j \times \frac{2(1 + \nu)}{ELt} \times P, \quad (3)$$

式中 φ_j 是波纹对剪切柔度的影响系数,

$$\varphi_j = 1 + \frac{h}{d}. \quad (4)$$

1.2 波纹扭曲引起的附加剪应变

剪切作用下,压型钢板突出的波纹会发生扭曲变形,但与之焊接的钢框架起到一定的约束作用。由于集装箱沿波纹方向长度明显小于垂直于波纹方向长度,根据欧洲蒙皮设计手册,作如下假设:钢框架约束不影响垂直于波纹方向的扭曲,只影响平行于波纹方向的扭曲,使得非线性扭曲变为线性扭曲,由波纹扭曲引起的剪切变形明显减小,见图 3。

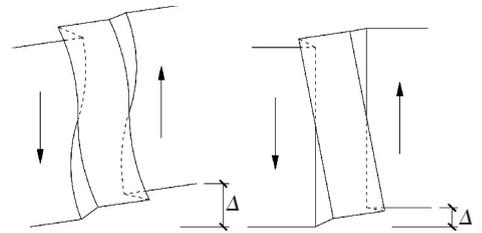


图 3 非线性扭曲与线性扭曲

Fig.3 Nonlinear distortion and linear distortion

取一个波纹单元进行分析。假定波纹底板中轴线不发生位移,波纹侧部板块发生相对位移,利用单位荷载法,其位移为

$$U = \int_0^s \frac{M_0 M_1}{EI_s} ds = \eta \frac{q_s}{EI_s}, \quad (5)$$

式中: $\int_0^s ds$ 为沿着波纹长度进行积分; M_0 为实际荷载作用下波纹单元的弯矩,见图 4; M_1 为单位荷载作用下波纹单元的弯矩,见图 4; q_s 为垂直于波纹方向的截面内剪力流, $q_s = F/d$; EI_s 为单位长度的板弯曲刚度, $EI_s = Et^3/[12(1 - \nu^2)]$; η 为与压型钢板波纹形状有关的常数,图乘所得,按式(6)计算。

$$\eta = \frac{4b_L^3 h^2 (2b_T + p)}{3d^2} - \frac{ph^2}{3d^2 \sin \theta} \times (dpb_L - 2dpb_T + db_L b_T - 2db_T^2 - 2p^2 b_L + 4p^2 b_T - 6pb_L^2 + 2pb_L b_T + 8pb_T^2 - 12b_L^2 b_T + 12b_L b_T^2). \quad (6)$$

应变能可以用内力乘上相应的位移,并沿着波纹方向积分求得:

$$E_n = \int_0^{\frac{b}{2}} (2b_T U) \times q_s \times \left(\frac{y}{b/2}\right)^2 dy. \quad (7)$$

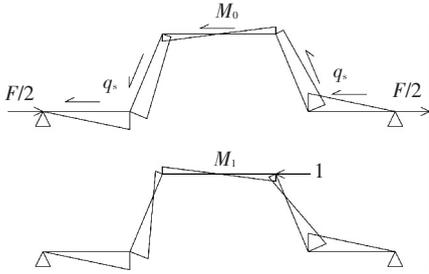


图 4 单位荷载法弯矩图

Fig.4 Bending moment diagram of unit load method

根据能量理论,外力做功等于应变内能:

$$\frac{1}{2} \times V_2 \times \delta' = E_n. \quad (8)$$

当板端受集中力作用时,由波纹扭曲引起的侧板剪应变为

$$\gamma_n = \frac{\delta_j}{a} = 288b_T \eta \times \frac{(1-\nu^2)}{Edt^3 H^3} \times \frac{HP}{L} = \varphi_n \times \frac{(1-\nu^2)P}{Et^3 H^2 L}, \quad (9)$$

式中 φ_n 为仅和波纹形状有关的参数,

$$\varphi_n = \frac{288b_T \eta}{d}. \quad (10)$$

1.3 理想抗侧刚度计算公式

板整体变形为

$$\Delta_z = \gamma \times H = (\gamma_j + \gamma_n) \times H = \frac{HP}{ELt} (2.6\varphi_j + \frac{0.9}{H^2 t^2} \varphi_n), \quad (11)$$

水平均布力作用下的集装箱抗侧刚度为

$$K_b = 2 \times \frac{P}{\Delta_z} = \frac{ELt}{H(1.3\varphi_j + \frac{0.45}{H^2 t^2} \varphi_n)}. \quad (12)$$

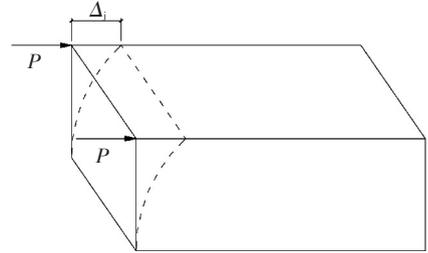
2 集中荷载作用下的局部效应

集装箱的上侧梁轴压刚度与整体刚度之比非常小,相对很柔,顶部水平集中力作用下,在加载端会形成局部变形 Δ_j ; 而当集中力传递到远端框架柱时,几乎被消耗殆尽,以致非加载端则几乎没有侧移.由于集装箱钢框架同维护板之间焊接连接,因此上侧梁、角柱、端板、侧板、顶板在加载端的角件处始终变形协调,由于角柱和端板抗弯刚度很小,因此仅考虑在作用力平面内的顶板和侧板,及连接二者的上侧梁这三者之间的相互作用.

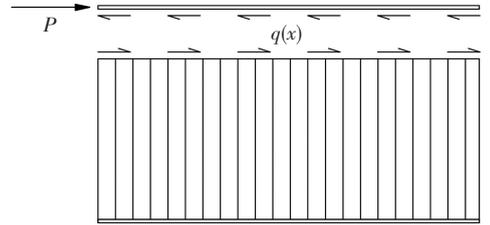
2.1 侧板、上梁相互作用

集装箱侧板上边缘同侧梁焊接,变形协调,下边缘同下侧梁焊接,固定不变形,见图 5(a).它对上侧梁的作用力 $q(x)$ 与集中荷载反向,能抵消一部分轴

向变形,对上侧梁起加强作用,而反力使它发生相协调的局部变形,其作用类似于半刚性约束,见图 5(b).



(a) 集中荷载下的局部变形



(b) 相互作用力分布

图 5 侧板、上侧梁组合体变形及相互作用

Fig.5 The deformation and interaction between side plate and upper beam

根据材料力学应力应变关系,可得到上侧梁轴向变形的计算式:

$$\Delta_s = \int_0^L \frac{P - \int_0^x q(x) dx}{EA_s} dx, \quad (13)$$

式中: E 是钢材弹性模量, L 是集装箱上侧梁长度, A_s 是集装箱上侧梁有效截面积.

可以看出,计算局部变形的关键是确定 $q(x)$. 按照规范的尺寸建立 20、40 ft 标准集装箱的 ABAQUS 有限元模型,见图 6.整箱一共包含 14 个部件:角件、前后角柱、上下侧梁、前后端梁、下横梁、底梁、顶板、侧板、端板、门,其中顶板、侧板、端板以及门采用壳单元,其余部件采用实体单元.各部件之间均采用 tie 连接(焊接).模型材料均为 SPAH 钢,密度 7800 kg/mm^3 ,弹性模量 206 kN/mm^2 ,泊松比 0.3. 在模型一侧的顶部角件上施加等效 100 kN 合力的均布作用力.将 4 个底部角件以及下侧梁一并固定,边界设置为 encastre(固结).

分别提取 20、40 ft 集装箱对应的上侧梁轴压应力分布曲线,见图 7(a).选取上侧梁的轴向应力大小来度量局部效应作用范围——随着距离加载端越来越远,上侧梁轴向应力逐渐减小,当减小到最大值的 1%时,则认为其不再对局部变形产生影响,将这个位置到加载端的距离定义为有效传力长度 L_0 . 根据图 7(a)可看出,对于 20 ft 标准箱, $\sigma(x)$ 大致呈倒三角全长分布,同距离呈线性关系;而对于 40 ft 标准箱, $\sigma(x)$ 近似于下凹的抛物线分布,其有效作用范围不到 8 m,远小于全长.这说明集中荷载作用下,

不同规格集装箱的有效传力长度、分布形式不相同。根据以上分析,不难做出假设——如果上侧梁轴向刚度越大,集中力能够传递的距离越远,应力分布也越趋近于均布。为了验证这一观点,通过放大上侧梁轴向线刚度的方法模拟不同规格的集装箱侧移,

提取相应的上侧梁轴向应力分布曲线进行分析,见图 7(b)、7(c),图中 ia 表示 20 箱上侧梁的初始轴压线刚度,ib 表示 40 箱上侧梁的初始轴压线刚度。图 7 的曲线均不断波动,这是由于集装箱侧板带波纹,其剪力流的大小沿波纹方向不断变化。

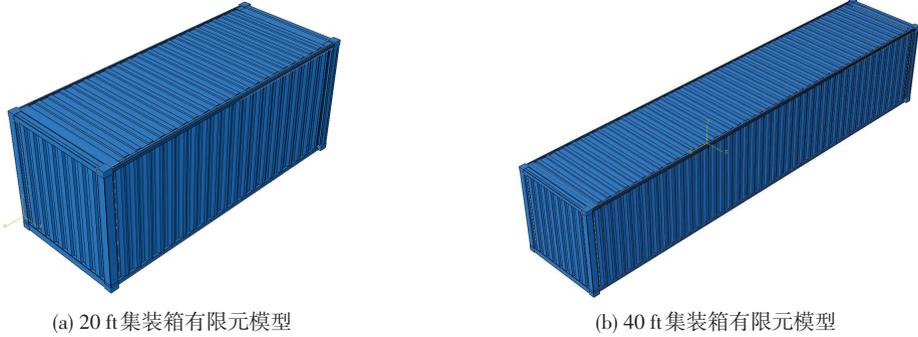


图 6 标准集装箱有限元模型

Fig.6 Finite element models of standard containers

由图 7 可知,对 20 ft 的集装箱,上侧梁线刚度增大对其上侧梁与侧板间的相互作用力分布几乎无影响;而对 40 ft 的集装箱,随着线刚度的增大,有效传力长度明显增长,上侧梁轴压应力逐渐由下凹的抛物线变为三角分布。可以得出集装箱轴压应力分布随上侧梁线刚度变化的规律,分为 3 个阶段:

变,逐渐由抛物线过渡为直线;

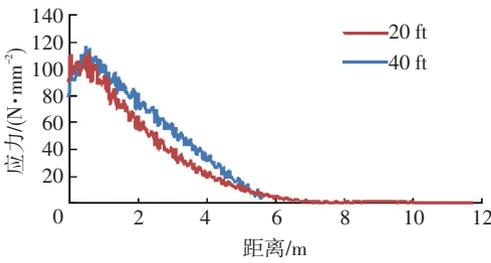
第三阶段:少量集中力会传递到远端框架柱,其反力作用会使得远端的应力小幅增加,如图中的曲线尾部上扬,作用力分布不再改变。

第一阶段:随线刚度增加,有效作用长度不断增加至全长,分布形式为抛物线形;

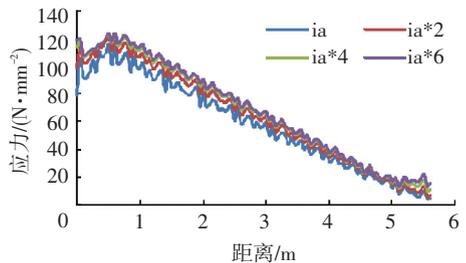
对于 20 ft 标准箱,在初始线刚度时,其作用力分布已经达到第三阶段,因此不再随着线刚度的增加而改变。根据式(13),其轴向变形为

$$\Delta_s = \frac{PL}{2EA_s} \tag{14}$$

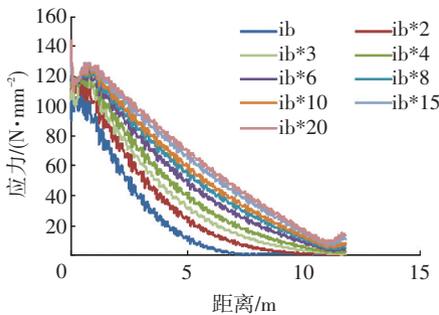
第二阶段:随线刚度增加,分布形式开始发生改



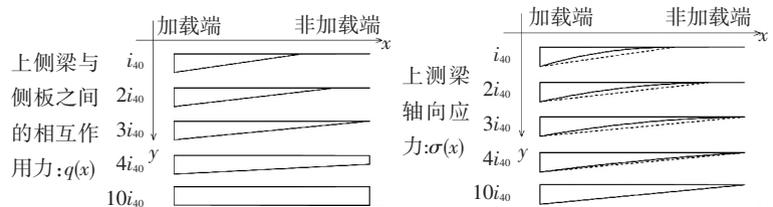
(a) 20 ft 和 40 ft 集装箱上侧梁轴压应力分布曲线



(b) 上侧梁线刚度对 20 ft 集装箱上侧梁轴压应力分布的影响



(c) 上侧梁线刚度对 40 ft 集装箱上侧梁轴压应力分布的影响



(d) 侧板、上侧梁相互作用分布规律

图 7 上侧梁线刚度对集装箱上侧梁轴压应力分布的影响

Fig.7 Influence of upper beam's unit axial stiffness on its axial compressive stress distribution

对于 40 ft 标准箱,初始线刚度定义为 i_{40} ,当 $i_{40} \leq i < 3i_{40}$ 时,处于第一阶段;当 $3i_{40} \leq i < 10i_{40}$ 时,处于第二阶段;当 $i \geq 10i_{40}$ 时,处于第三阶段,见图 7(d)。40 箱之所以逐渐由下凹的抛物线形过渡到

倒三角形,正是因为其上梁初始线刚度不足以让集中力有效传递到远端,而是堆积在加载端,初始线刚度逐渐增加,作用力才逐渐传递到非加载端,局部累积效应减弱。

增加上侧梁轴压线刚度有增大弹性模量和增大截面面积两种方法,由于钢材弹性模量差别不大,因而在实际工程中,通过上下层集装箱叠置、人为补强或者某些构造措施可以使集装箱上侧梁有效截面面积增大,进而提升其线刚度。因此,分析集装箱局部变形同上侧梁有效面积之间的关系具有实际意义。根据有限元模拟结果,通过线性拟合可以得到集中力作用下,考虑侧板加强作用的上侧梁轴向变形计算式。

$$\Delta_s = \varphi_c \frac{PL}{EA_s}, \quad (15)$$

$$\varphi_c = \begin{cases} \frac{A_s}{12\ 435} + 0.168, & A_0 \leq A_s < 3A_0; \\ \frac{A_s}{28\ 728} + 0.262, & 3A_0 \leq A_s < 10A_0; \\ \frac{1}{2}, & A_s \geq 10A_0. \end{cases} \quad (16)$$

式中: A_0 是标准规格集装箱上侧梁初始未加强的截面面积, $A_0 = 684 \text{ mm}^2$; φ_c 是和上侧梁实际截面面积有关参数,对 20 ft 集装箱, $\varphi_c = 0.5$,对 40 ft 集装箱,按式(16)取值。

2.2 顶板、上梁组合体

把上侧梁同顶板视为组合体,其轴压刚度为二者的轴压刚度相叠加。集装箱顶板是一种闭口的压型钢板,构造见图 5(a)。顶板波纹区域的宽度为 b_1 ,到板两侧的距离为 b_0 。因此,其轴压线刚度 i_d 计算式为

$$i_d = \frac{E_x b_1 t + 2Eb_0 t}{L}, \quad (17)$$

式中: E_x 是顶板波纹区域垂直于波纹方向的等效弹性模量, t 是集装箱顶板厚度。

其中,虽然 b_0 远小于 b_1 ,但 E 远大于 E_x ,因此不能忽略两侧平钢板。而顶板上侧梁之间的连接主要依靠顶板两侧 b_0 宽度的平钢板与之搭接实现,荷载作用平面是在顶板的波纹底部上。采用能量理论对集装箱顶部压型钢板垂直于波纹方向的等效弹性模量进行求解。取一个波纹单元进行分析。

当沿波纹方向分布的 x 向轴压力 N_x 作用于压型钢板时,相应的应力应变关系为

$$\frac{N_x}{t} = E_x \varepsilon_x, \quad (18)$$

式中 ε_x 为集装箱顶板的 x 向轴压应变。

对于波纹顶部的水平板条,相应的应变能为

$$U_1 = \frac{1}{2} \int_0^{2b_T} \frac{M^2}{EI_b} ds_1 = \frac{1}{2} \int_0^{2b_T} \frac{N_x^2 h^2}{EI_b} ds_1, \quad (19)$$

对于波纹侧边的斜板条,相应的应变能为

$$U_2 = \frac{1}{2} \int_0^{2b_S} \frac{M^2}{EI_b} ds_2 = \frac{1}{2} \int_0^{\theta} \frac{N_x^2 x^2 \times \tan^2 \theta}{EI_b \cos \theta} dx. \quad (20)$$

式中 I_b 为单位长度板的惯性矩, $I_b = t^3/12$ 。

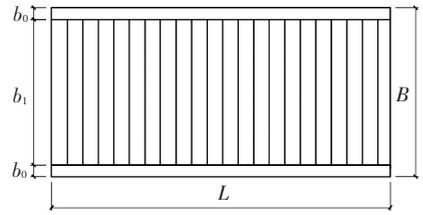


图 8 集装箱顶板构造及计算模型

Fig.8 Roof structure and calculation model of container
总的应变能为

$$U = U_1 + 2U_2. \quad (21)$$

根据卡氏第二定理,得到相应的应变:

$$\varepsilon_x = \frac{u}{d} = \frac{1}{d} \times \frac{\partial U}{\partial N_x} = \frac{2N_x h^2 b_T}{EI_b d} + \frac{2N_x h^3}{3EI_b d \sin \theta}. \quad (22)$$

将式(22)代入式(18):

$$E_x = \varphi_d E, \quad (23)$$

式中 φ_d 是仅与波纹形状有关的参数,将其定义为波纹板弹性模量等效系数,其计算式为

$$\varphi_d = \frac{dt^2}{8h^2(3b_T + 2b_S)}. \quad (24)$$

2.3 集中荷载下的抗侧刚度计算式

集中力作用下,考虑侧板与顶板加强作用的集装箱上侧梁轴压线刚度为

$$i_z = 2i_c + i_d, \quad (25)$$

集中力作用下的集装箱顶部侧移为

$$\Delta_j = \frac{2P}{i_z}, \quad (26)$$

集中力作用下的加载端抗侧刚度为

$$K_j = \frac{2P}{\Delta_j} = i_z = \frac{E}{L} \left(\frac{2A_s}{\varphi_c} + \varphi_d b_1 t + 2b_0 t \right). \quad (27)$$

不同规格的集装箱,上侧梁线刚度对相互作用力的具体影响效率是不同的,无法得到参数 φ_c 的统一计算公式,文中仅给出了最常见的两种标准集装箱的取值方法,见式(6)。但上侧梁、侧板之间相互作用力分布变化的规律、抗侧刚度的组成以及计算公式的形式是相同的,以上研究可以为具体任一规格的集装箱局部变形分析提供参考。

3 有限元模拟及试验数据对比验证

分别对 20 ft 和 40 ft 标准箱有限元模型施加合力为 100 kN 的集中荷载和均布荷载,输出相应的位移云图,见图 9。可以看出,集中荷载作用下,变形累积在加载端,且 20 箱和 40 箱的局部效应范围大致相当;而均布荷载作用下,变形非常均匀,无明显局部效应,且顶部侧移明显小于集中加载的情况,这验证了之前的理论假设。理论值同模拟值对比结果见

表 1,二者吻合得较好,验证了理论推导.

图 9(c)、9(d)是集装箱钢框架在集中荷载作用下的位移云图,其抗侧刚度非常小,远远小于整箱

的抗侧刚度,达不到作为正常建筑使用的需求.因此,集装箱房必须考虑侧板的蒙皮效应,这验证了本文研究的意义.

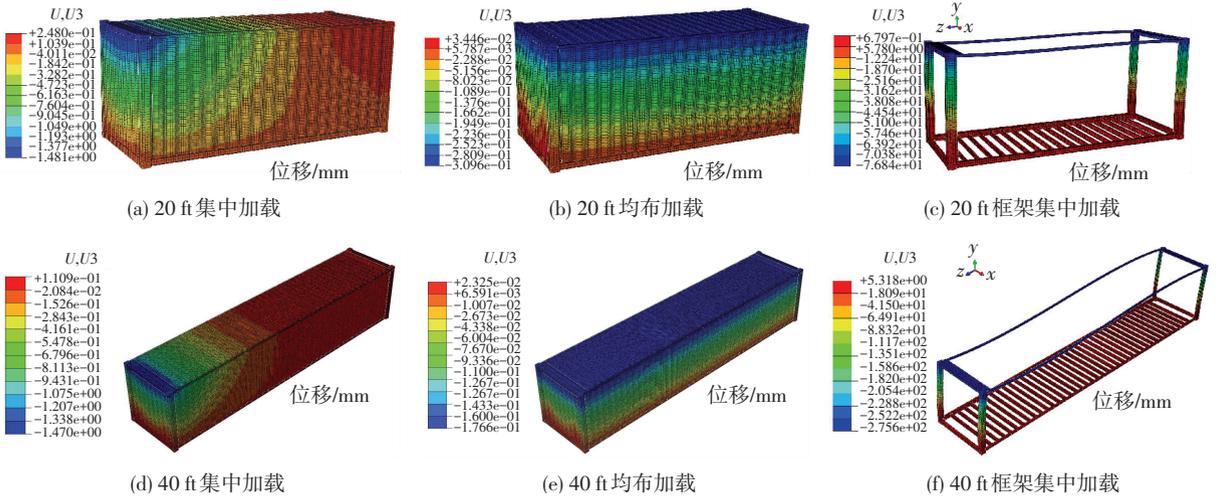


图 9 集中加载与均布加载的标准集装箱侧移云图

Fig.9 The lateral displacement contour plots of containers under concentrated load and uniform load

表 1 集装箱抗侧刚度模拟值同理论值对比

Tab.1 Comparison of simulation and theoretical values of container lateral stiffness

类型	模拟值/ (kN · mm ⁻¹)	理论值/ (kN · mm ⁻¹)	误差/%
20 ft(集中)	147.28	139.08	-5.57
20 ft(均布)	646.20	617.30	-4.47
40 ft(集中)	154.20	146.36	-3.20
40 ft(均布)	1 216.50	1 252.33	2.95

为充分了解集装箱结构的力学性能,同时作为有限元模拟的验证依据,课题组在中国国际海运集装箱股份有限公司试验台进行了集中加载下的20 ft和40 ft标准集装箱抗侧刚度试验研究.

主要的试验设备包括:试验台、液压千斤顶、力传感器、位移传感器等.试验位移计布置在加载端、非加载端以及支座;集装箱底部 4 个角件与试验台座固定连接,并将金属垫块置于集装箱底侧梁下,固定连接.荷载采用同步、集中加载的方式,布置见图 10(a),现场试验布置见图 10(b)、(c),最终试验结果见表 2.

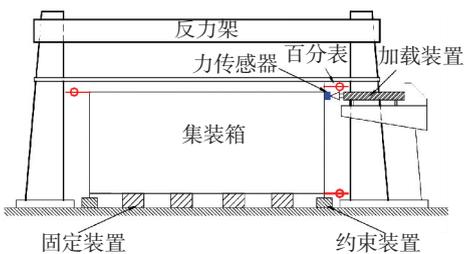
可以看到,试验结果同有限元值基本吻合,验证了有限元模型;而相比理论值偏大一些的原因是理论推导过程中,为简化最终计算公式,使其更为实用,忽略了端板、角柱的影响,但总误差较小,属可接受范围内.



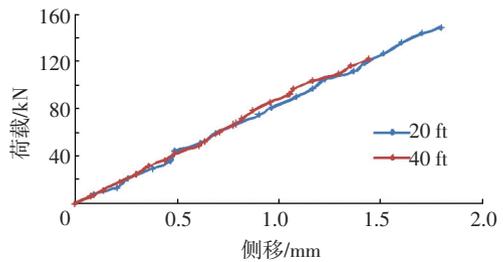
(a) 20 ft 试验现场布置



(b) 40 ft 试验现场布置



(c) 试验设计示意



(d) 试验荷载位移曲线

图 10 试验设计与现场布置

Fig.10 Experiment design and site layout

表 2 集中加载下集装箱抗侧刚度模拟值、理论值、试验值对比

Tab.2 Comparison of simulation, theoretical and experimental values of container lateral stiffness under concentrated load
kN · mm⁻¹

规格	模拟值	理论值	试验值
20 ft	147.28	139.08	168.97
40 ft	154.20	146.36	169.61

4 多点集中加载分析

实际工程中,集装箱上下层之间连接形式多样,最简单的是只在角件处设置连接件;也可在上下侧梁之间设置多处螺栓;或者上层集装箱底板和下层集装箱顶板之间可靠焊接,近似于完全结合到一起.因此集装箱结构上下层之间的传力方式既有可能是多点集中力作用也有可能是均布作用.为研究不同的连接方式对抗侧刚度的影响,设计以下 4 种加载形式:(a)两端角件处集中加载;(b)两端角件及上侧梁中点处三点集中加载;(c)两端角件及上侧梁 3 个等分点处五点集中加载;(d)均布加载.其总合力大小均为 $F=200$ kN.分别对以上 4 种加载方式进行模拟,定义局部效应为: $\delta=(k_i-k_d)/k_d$,结果见表 3.

表 3 不同加载方式下集装箱抗侧刚度模拟值对比

Tab.3 Comparison of simulation values of container lateral stiffness under different loading modes

加载方式	顶部侧移/ mm	抗侧刚度 K_i / (kN · mm ⁻¹)	局部效应 $\delta/\%$
a	0.548	364.96	41.97
b	0.423	472.81	24.82
c	0.358	558.66	11.17
d	0.318	628.93	0

结果表明,在实际工程中,可以通过增加集装箱上下层之间连接件的数量来增加集装箱侧板的刚度利用率,减小局部效应,增大整体抗侧刚度.

5 结 论

1) 目前已有的文献或者规程中,均以单侧水平集中力作用于集装箱顶部角件时的侧移来定义水平抗侧刚度,然而实际工程中,荷载很可能并不那么集中,均布荷载作用下的变形机理同集中力作用时完全不同.本文提出应该就实际工程中的具体连接形式具体讨论集装箱抗侧刚度,并给出了均布荷载作用下的抗侧刚度计算公式.

2) 集中荷载作用下,加载端会产生明显的局部变形,其有效范围主要跟上侧梁线刚度以及集装箱规格有关.实际工程中,增加上侧梁有效截面面积,可有效减小局部变形,提升整体抗侧刚度.本文通过有限元模拟,定性的分析了集装箱上侧梁同侧板之间相互作用力分布规律,提出了有效传力长度的概念,为类似的焊接蒙皮结构力学性能研究提供参考.

3) 在实际工程中,可以通过增加集装箱上下层之间连接件的数量来增大集装箱整体抗侧刚度.本文通过建立 ABAQUS 有限元模型,分析对比了两点、多点集中力加载以及均匀分布加载作用下集装箱抗侧刚度及局部效应,为实际工程中集装箱结构上下层之间的连接设计提供建议.

致谢:本论文得到深圳集装箱模块式房屋创意工程实验室(批复号:深发改【2016】1444 号)项目的支持.

参考文献

- [1] 中国钢结构协会.集装箱模块化组合房屋技术规程:CECS 334—2013 [S]. 北京:中国计划出版社,2013.
China Steel Structure Association. Technical specification for modular freight container house:CECS 334—2013 [S]. Beijing: China Planning Press,2013.
- [2] 刘乐. 常高温水平荷载作用下集装箱轻钢结构力学性能研究 [D]. 哈尔滨:哈尔滨工业大学,2013.
LIU Le. Study on the mechanical properties of container light steel structure under horizontal load in normal and high temperature [D]. Harbin: Harbin Institute of Technology, 2013.
- [3] BRYAN E R, SAKHAKHNI W M E. Shear of corrugated decks: calculated and observed behaviour [J]. Proceedings of the Institution of Civil Engineers, 1968, 41(3): 523-540.
- [4] BRYAN E R. The stressed skin design of steel buildings [M]. London: Crosby Lockwood Staples, 1973: 175-186.
- [5] DAVIES J M, LAWSON R M. The shear flexibility of corrugated steel sheeting [C]//Research and Development in Cold-Formed Steel Design and Construction. Missouri: [s.n.], 1975: 535-568.
- [6] DAVIES J M. Calculation of steel diaphragm behavior [J]. Journal of the Structural Division, 1976, 102(7): 1411-1430.
- [7] LAWSON R M. The flexibility and strength of corrugated diaphragms and folded plates [D]. Salford: University of Salford, 1976.
- [8] DAVIES J M, LAWSON R M. Shear deformation of profiled metal sheeting [J]. International Journal for Numerical Methods in Engineering, 1978, 12(10): 1507-1541.
- [9] DAVIES J M. A general solution for the shear flexibility of profiled sheets I: development and verification of the method [J]. Thin-Walled Structures, 1986, 4(1): 41-68.
- [10] DAVIES J M. Simplified diaphragm analysis [J]. Journal of the Structural Division, 1977, 103(11): 2093-2109.
- [11] Freight containers-specification and testing-part I: general cargo containers for general purposes: ISO 1496-1—2013: [S]. [S.l.]: ISO, 2013.
- [12] ZHA X X, ZUO Y. Theoretical and experimental studies on in-plane stiffness of integrated container structure. [J]. Advances in Mechanical Engineering, 2016, 8: 1-20.
- [13] 查晓雄. 轻钢活动房计算理论 [M]. 北京: 科学出版社, 2011: 263-332.
ZHA Xiaoxiong. Calculating theory of light steel prefabricated house [M]. Beijing: Science Press, 2011: 263-332.
- [14] Finite element study of container structure under normal and high temperature [J]. Mathematical Problems in Engineering, 2016, 859: 1-15.
- [15] 查晓雄, 左洋, 刘乐, 等. 地震作用下集装箱结构力学性能分析 [J]. 华南理工大学学报(自然科学版), 2015(7): 92-99.
ZHA Xiaoxiong, ZUO Yang, LIU Le, et al. Analysis of mechanical properties of container structure under earthquake action [J]. Journal of South China University of Technology (Natural Science Edition), 2015(7): 92-99.
- [16] 查晓雄, 左洋, 刘乐. 多体集装箱房屋纵向刚度的理论和有限元研究 [J]. 建筑钢结构进展, 2014, 16(4): 24-28.
ZHA Xiaoxiong, ZUO Yang, LIU Le, et al. Study on theory and finite element analysis of longitudinal stiffness of multi-body container building [J]. Progress in Steel Building Structures, 2014, 16(4): 24-28.

(编辑 赵丽莹)