

doi:10.11835/j.issn.1000-582X.2013.10.015

铝合金屋面系统抗风连接受力性能分析

罗永峰¹, 郑祥杰¹, 郭小农¹, 李德章², 胡众³

(1. 同济大学 建筑工程系, 上海 200092; 2. 合肥市重点工程建设管理局, 合肥 230001;
3. 合肥市建筑质量安全监督站, 合肥 230061)

摘要:以某航站楼工程为背景,对目前常用的咬边连接式铝合金屋面结构系统进行了抗风承载力数值模拟分析。提出了两步分析法,有效地克服了面板与支托接触分析带来的困难和不便。通过对屋面结构系统各构件的抗风性能数值分析,得到了这种屋面连接系统的失效模式,并获得了该屋面结构系统的抗风极限承载能力以及抗风失效时各构件材料强度的利用效率。研究结果可为铝合金屋面设计提供参考和依据。

关键词:铝合金屋面围护结构;抗风连接;失效模式;数值模拟;抗风承载力

中图分类号:TU765

文献标志码:A

文章编号:1000-582X(2013)10-094-07

Loading behavior analysis of an aluminum alloy roof structure system under wind loads

LUO Yongfeng¹, ZHENG Xiangjie¹, GUO Xiaonong¹, LI Dezhang², HU Zhong²

(1. Department of Building Engineering, Tongji University, Shanghai 200092, China;
2. Key Project Construction Management Bureau of Hefei, Hefei 230001, China;
3. Construction Quality Supervision Station of Hefei, Hefei 230061, China)

Abstract: The numerical analysis of a conventional aluminum alloy roof system taken from an actual international airport under wind uplift is conducted. A two-step simulation analysis approach is proposed, which effectively overcomes the computational difficulties brought by the contact between panels and supports. Through numerical analysis of roof components, the failure mode of the roof connection and the load bearing capacity of the roof are obtained. And the efficiency of material strength in each component is evaluated as well. It can provide reference for the design and application of aluminum alloy roof structure.

Key words: aluminum alloy roof structure; connection for wind resistance; failure mode; numerical simulation; load-bearing capacity

大跨度钢结构具有柔度大、频率低、阻尼小等特点,在风荷载作用下易产生较大的响应,是典型的风敏感结构。常用的轻型屋面结构很难满足大悬挑、大开洞以及建筑边角处屋面抗风的要求^[1-6]。然而,中国关于屋面系统连接构造和设计方法的研究还不

成熟,设计规范中尚无轻型屋面系统抗风连接承载力计算方法,导致大跨度结构屋面在风吸力作用下损坏事故时有发生^[7-9]。直立锁边点支承铝合金屋面系统具有良好的防水性能,可自动释放温度应力,近年来在大跨度结构中广泛应用。目前,国内已有

收稿日期:2013-05-16

基金项目:国家自然科学基金资助项目(50908168);安徽省科研基金资助项目(20100527)

作者简介:罗永峰(1957-),男,教授,博士生导师,主要从事钢结构研究,(E-mail)yfluo93@tongji.edu.cn。

郭小农(1977-),男,博士,主要从事铝合金结构研究,(E-mail)guo-xiao-nong@tongji.edu.cn。

一些铝合金屋面板承载力的研究^[10-11],并得到了屋面板在竖向荷载作用下的设计计算方法,但却没有给出这类屋面系统的抗风连接承载力。文中以某航站楼钢屋盖工程为背景,对这种屋面系统的抗风连接承载力进行了数值模拟计算,为设计提供依据和参考资料。

1 工程概况

工程航站楼长 806 m,最大宽度 159 m。航站楼屋面采用直立锁边点支承连接形式,如图 1 所示。对两块屋面板板肋顶部卷边施加机械咬合力,将面板与 T 形支托咬合在一起。每个 T 形支托通过底板上的 4 个自攻螺钉与檩条相连,形成屋面抗风连接体系。

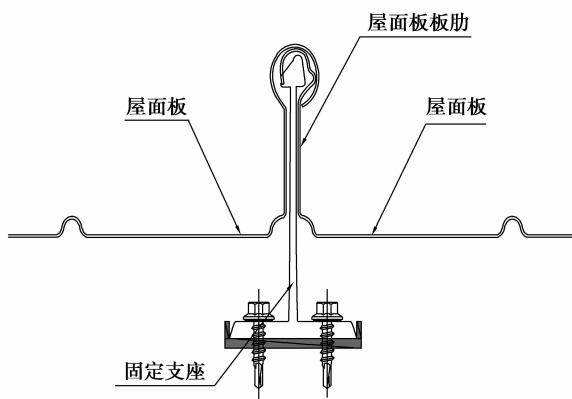
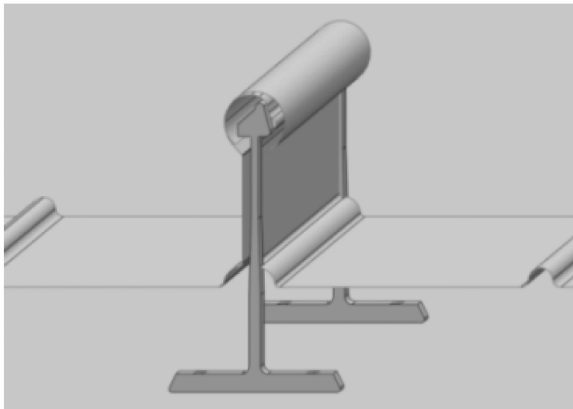


图 1 直立锁边铝合金屋面系统

航站楼屋面板采用 AA3004-H46 铝镁锰合金板,屋面板宽 400 mm、厚 0.9 mm,板肋高 65 mm (见图 2)。屋面板支承于 T 形铝合金支托上,支托横向间距 0.4 m,纵向间距 1.5 m,支托高 100 mm,底座宽 60 mm,支托材料为 6061-T6 (见图 3)。

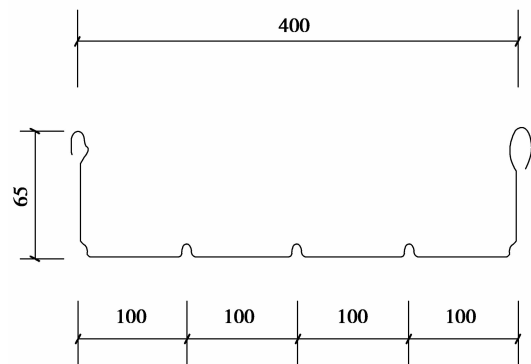


图 2 铝合金屋面板

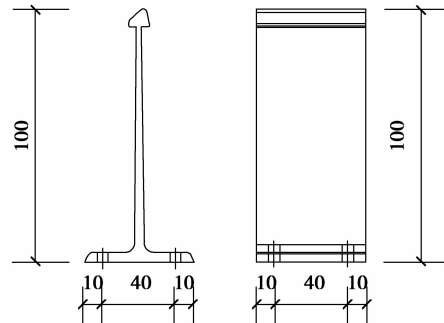


图 3 T 形支托

试验结果表明,屋面中间区域最大风荷载为 1.28 kPa,边缘区域最大风荷载为 3.04 kPa,且均为风吸力。屋面板不同区域体型系数不同,将造成 T 形支托两侧屋面板风力大小不同。图 4 为该航站楼风洞试验模型照片,图 5 给出了航站楼屋面各测点最不利风压分布情况。从图 5 可看出,屋面靠近外形轮廓边缘区域的风压值最大,而屋面中心位置的风压值最小,表 1 为屋面风洞试验风荷载。

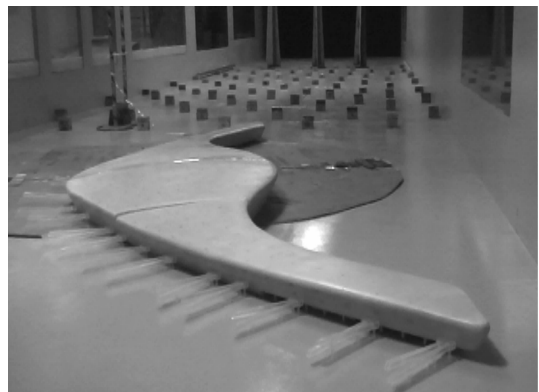


图 4 风洞试验模型照片

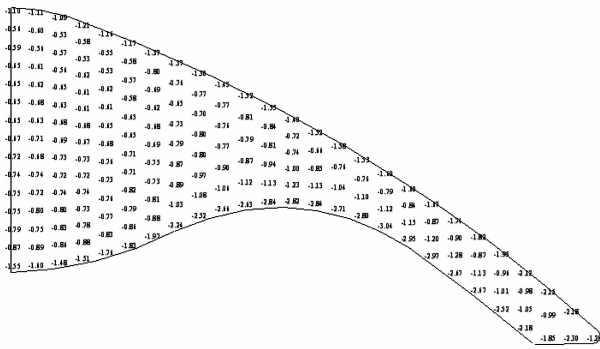


图 5 最不利风压分布图

表 1 屋面各区域最大风荷载标准值 kPa

屋面体系分区	两侧屋面板		
	风荷载相等	风荷载不等	
	τ	τ_1	τ_2
中间区域	1.28	1.28	1.20
边缘区域	3.04	3.04	2.95

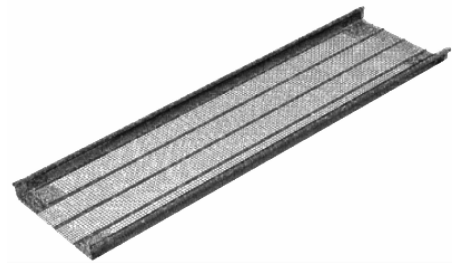


图 6 屋面板计算模型的网格划分

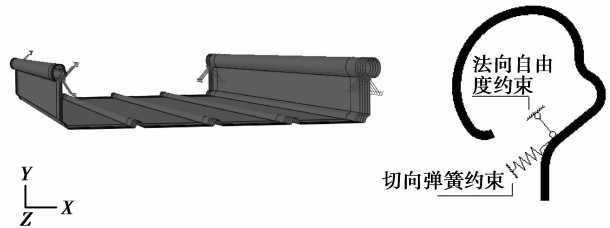


图 7 屋面板计算模型的边界条件

2 铝合金屋面系统抗风连接承载力分析

2.1 屋面连接系统抗风数值分析方法

要想获得屋面连接的抗风极限承载力,必须正确模拟屋面抗风连接的失效模式。为此,在对屋面连接的简化模型进行数值分析时,文中提出两步分析方法,以准确模拟和计算连接的受力性能。两步分析方法的具体步骤如下:

- 1) 建立单块屋面板计算模型,计算获得屋面板风荷载-跨中竖向变形曲线;
- 2) 建立屋面系统简化模型并施加竖向位移,根据抗风连接失效模式计算竖向位移极值;
- 3) 根据得到的屋面板风荷载-跨中竖向变形曲线,确定屋面连接系统抗风极限承载力。

2.2 屋面板风荷载-跨中竖向变形关系

1) 屋面板计算模型

单块屋面板数值计算模型中,屋面板采用有限应变壳单元模拟。屋面板与 T 形支托为咬合连接,为模拟屋面板与 T 形支托间的滑移,咬合处采用法向约束和切向弹簧模拟。风荷载(见表 1)作用在面板上。图 6、图 7 分别为屋面板网格划分及边界条件。

屋面板铝合金材料屈服强度为 190 MPa,抗拉强度为 230 MPa^[12],弹性模量为 70 000 MPa,泊松比为 0.33,本构关系选用双线性随动强化模型,如图 8 所示。

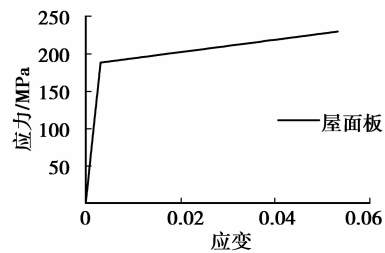


图 8 屋面板材料本构模型

2) 切向弹簧刚度

在屋面板与 T 形支托的接触面上,切向摩擦力 f 与法向压力 N 间的关系为

$$f = \mu N, \quad (1)$$

对于弹簧单元,变形 u 与内力 F 存在如下关系

$$F = ku, \quad (2)$$

式中: μ 为面板与支托间的摩擦系数; k 为弹簧刚度。

在上述计算模型中,可采用此弹簧单元模拟接触面上的切向约束,弹簧内力即为接触面的切向力,于是有

$$ku = \mu N. \quad (3)$$

由式(3)可知,弹簧刚度将直接影响面板卷边处的变形。但影响弹簧刚度的因素很多,其刚度大小难以设定。为此,文中选取不同弹簧刚度,以考察其对屋面板挠曲变形的影响。

根据表 1,可得到屋面板上的最大风荷载^[13]为 4.256 kPa。屋面板平面尺寸为 1.5 m×0.4 m,则 T 形支托接触面上的最大法向力为 $N = 640$ N。摩

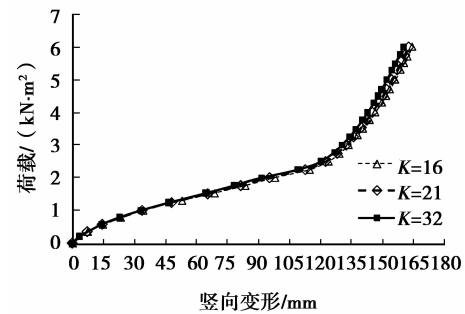
擦系数可取 $\mu=0.1$ ^[12]。假定弹簧的允许变形量分别为 $u=4,3,2$,根据式(3)可得到线性弹簧的 3 个不同弹簧刚度,分别为 $k=16 \text{ kN/m}, 21 \text{ kN/m}, 32 \text{ kN/m}$ 。

3) 屋面板风荷载-跨中竖向变形关系曲线

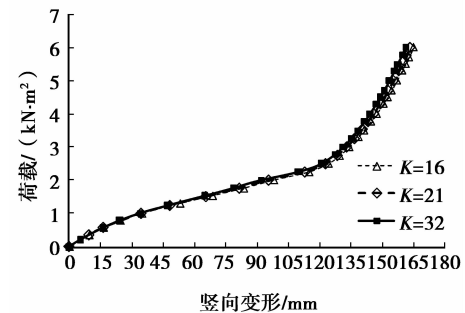
图 9 为采用文中模型计算得到的屋面板风荷载-跨中竖向变形关系曲线。由图可知,弹簧刚度不同,曲线形状不变。当风荷载超过 2.3 kPa 后,曲线斜率突然增大,这是因为屋面板内不断增大的横向拉应力抑制了板的进一步弯曲,使得屋面板刚度显著提高。但是,此时面板的竖向变形已相当大,这将影响其使用功能,可能造成屋面漏水或屋面板连接失效。

4) 弹簧刚度的影响

屋面不同区域在不同工况下,采用不同弹簧刚度计算得到的面板跨中最大竖向变形列于表 2。可看出,弹簧刚度越小,面板跨中竖向变形越大,但竖向变形数值差异不大,因此,弹簧刚度大小对面板竖向变形的影响较小。



(a) T形支托处



(b) 屋面板跨中

图 9 屋面板风荷载-跨中竖向变形关系曲线

表 2 不同工况下不同屋面区域屋面板的跨中竖向变形 mm

弹簧刚度 $/(kN \cdot m^{-1})$	中间区域				边缘区域			
	两侧风荷载相同		两侧风荷载不同		两侧风荷载相同		两侧风荷载不同	
	左侧	右侧	左侧	右侧	左侧	右侧	左侧	右侧
16	86.56	86.56	86.56	79.24	150.68	150.68	150.68	148.53
21	83.40	83.40	83.40	77.04	149.24	149.24	149.24	147.15
32	77.33	77.33	77.33	73.92	147.22	147.22	147.22	145.18

2.3 现有屋面连接抗风极限承载力分析

在常见铝合金屋面结构体系中,T形支托与屋面板间的连接构造是一种顶紧式接触连接,屋面板板肋顶部卷边与 T 形支托头部两侧突出的圆角紧紧咬合,以抵抗屋面板在风吸力作用下的向上滑动。在风吸力作用下,屋面板跨中向上变形拱起,使得板肋顶部卷边沿 T 形支托圆角弧面向外滑动。若滑动量过大,将造成面板卷边脱离支托圆角弧面,导致屋面抗风连接失效,这就是屋面连接常见的一种抗风失效模式。

1) 数值分析模型

为获取屋面抗风连接的失效模式,取一个 T 形支托及其两侧屋面板为对象,建立屋面连接体系的计算模型(见图 10)。为简化分析,假定屋面连接处属于平面应变问题。T 形支托底部为固定端,连于

T 形支托的两块屋面板在板肋卷边处相互耦合,内侧屋面板卷边与 T 形支托头部两侧圆角弧面间为接触关系,摩擦系数取 0.1 ^[12]。根据对称性,选取半边结构模型,在对称面上约束水平自由度和转动自由度。铝合金支托材料的屈服强度为 200 MPa ,抗拉强度设计值为 233 MPa 。

在上述计算模型中,对屋面板跨中施加强迫位移进行迭代计算,表 2 给出了各工况下面板的跨中竖向变形。以下针对弹簧刚度取 16 kN/m 的屋面板进行分析。

2) 屋面连接抗风承载力

为了获得屋面连接抗风承载力,需要考察屋面板与 T 形支托咬合点间的距离及其变化。在风吸力作用下,屋面板跨中竖向变形会引起卷边处的变形,可选取屋面连接卡口处 A、B 两点进行考察(见

图 11)。风吸力作用下的卷边变形,会使 A、B 两点间距离增大,当该距离超过 T 形支托头部宽度时,可认为屋面连接抗风失效。

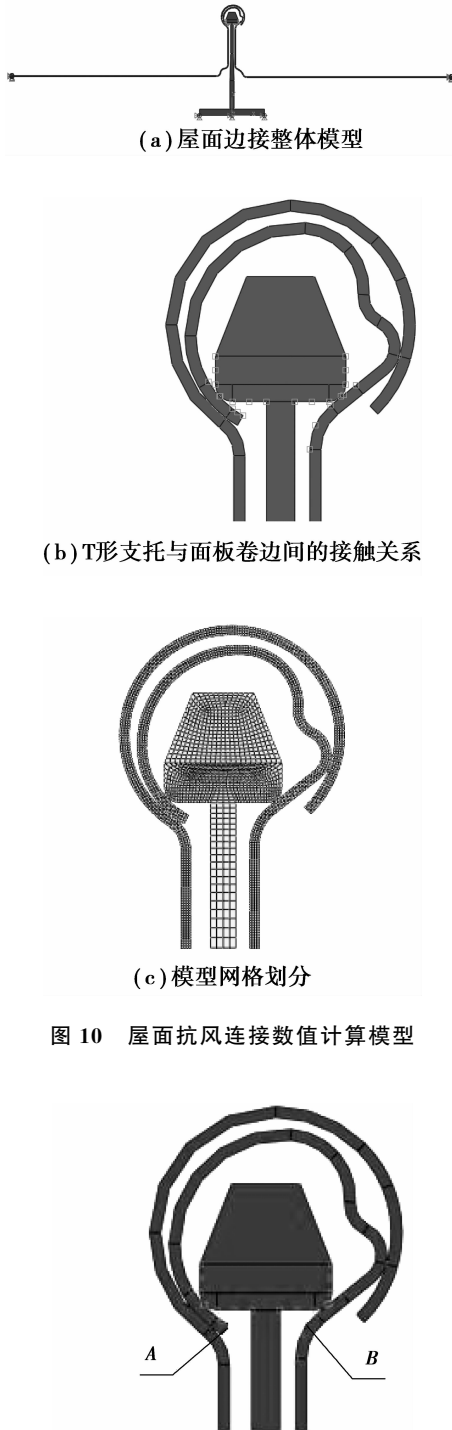


图 10 屋面抗风连接数值计算模型

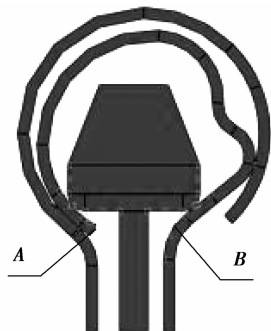


图 11 连接卡口示意图

图 12 为屋面板跨中竖向变形与卡口 A、B 间距离的关系曲线。竖直虚线表示 T 形支托头部宽度为 11.5 mm。从图 12 可看到,随着面板跨中竖向变形增加,A、B 间距增大。竖直虚线与曲线的交点即

为屋面连接抗风失效时跨中的最大竖向变形,此时,面板跨中竖向变形约为 99.58 mm。由图 9(a)可知,该竖向变形量对应的风荷载大小为 2.03 kPa,因此,现有屋面连接的抗风承载力为 2.03 kPa。

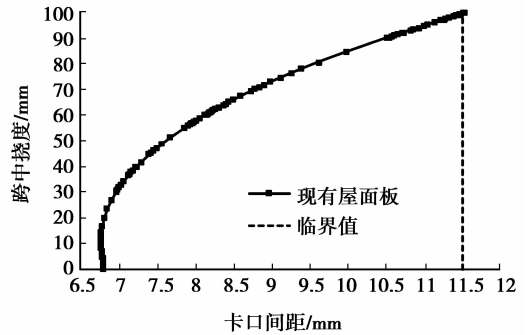


图 12 卡口间距与跨中竖向变形的关系曲线

图 13 为屋面连接抗风失效时的变形。由图可看到,内侧屋面板卷边左侧已经与 T 形支托圆角弧面完全脱开,而卷边右侧也已发生了较大的滑移,此时,T 形支托两侧的圆角弧面对屋面板的滑移约束失效,可以认为,此时屋面抗风连接失效。

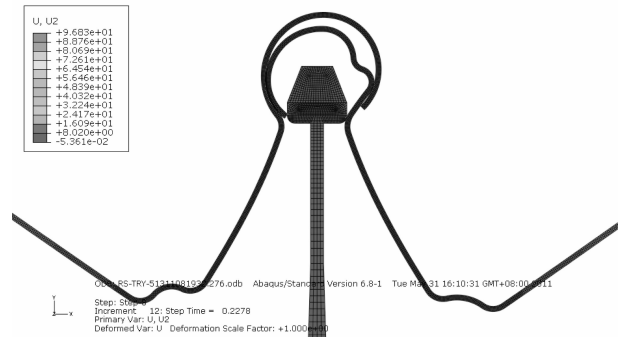


图 13 屋面抗风连接失效

2.4 现有屋面连接系统抗风失效模式

确定大跨度结构屋面连接体系抗风失效模式时,应同时考虑屋面系统连接的可靠性及构件安全性。据此可将屋面系统失效模式分为 4 类:1)屋面板与 T 形支托间连接失效,即屋面板肋板卷边滑出支托头部两侧圆角;2)T 形支托与檩条间连接失效,即固定 T 形支托的螺钉受拉破坏;3)屋面板损坏,即屋面板在风吸力下屈服或产生过大变形;4)T 形支托损坏,即 T 形支托在风吸力作用下破坏。以上任意一种失效都会导致屋面连接失效。

1) 屋面板抗风分析

从图 9 可看出,弹簧刚度对于屋面板极限承载

能力的影响很小。数值分析结果表明,当风荷载达

到 2.3 kPa 时,屋面板出现全截面屈服(见图 14)。

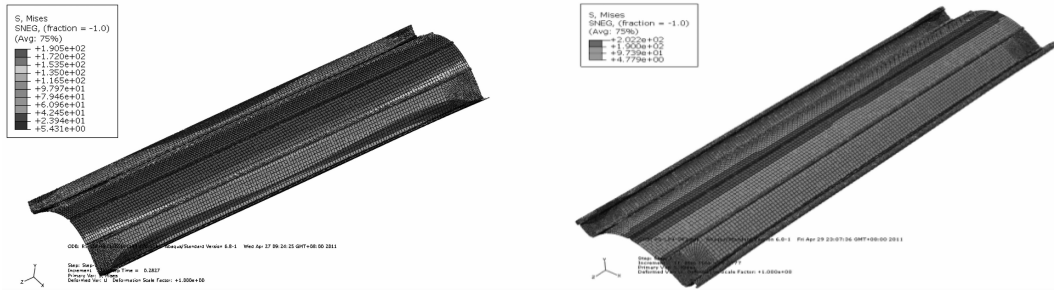


图 14 屋面板全截面屈服

2) 屋面 T 形支托抗风分析

根据文中计算模型计算得到 T 形支托的约束反力以及弹簧内力就是支托所承受的外荷载。对不同屋面区域的屋面板,由于风荷载大小不同,相应的 T 形支托应按照中间区域和边缘区域分别确

定荷载。在屋面边缘区域,最外侧支托仅承受 1 块屋面板所传递的荷载。另外,当一侧屋面板失效时,应考虑 T 形支托单侧受力的工况。表 3 为不同屋面区域、不同工况下 T 形支托的所承受荷载。

表 3 不同工况下不同屋面区域 T 形支托的荷载取值

kN/m

屋面体系分区	两侧屋面板风压相等				两侧屋面板风压不等				支托单侧受力		
	q_1	f_1	q_2	f_2	q_1	f_1	q_2	f_2	q	f	
	中间区域	10.84	8.66	10.84	8.66	10.84	8.66	10.7	4.75	10.84	8.66
边缘区域	非边缘支托	26.66	13.50	26.66	13.50	25.67	15.67	26.66	13.50	26.66	13.50
	边缘支托	13.33	6.75	13.33	6.75	12.83	7.83	13.33	6.75	13.33	6.75

注:表中 q_1, q_2 为接触面法向荷载, f_1, f_2 为接触面切向荷载。

T 形支托(见图 3)采用 8 节点实体单元模拟,支托底座上 4 个螺孔孔壁为固定约束,荷载施加在 T 形支托与屋面板间的接触面上。表 4 为不同工况下不同屋面区域 T 形支托的数值计算结果。由表可

知,中间区域 T 形支托以及边缘区域的边缘支托在各工况下的最大应力都不超过屈服应力。在各工况下,边缘区域非边缘支托的应力均较大,特别是当支托单侧受力时,其最大应力已经超过屈服应力。

表 4 不同工况下不同屋面区域 T 形支托的应力与变形

屋面体系分区	两侧屋面板风压相等		两侧屋面板风压不等		支托单侧受力		
	最大应力/	最大变形/	最大应力/	最大变形/	最大应力/	最大变形/	
	MPa	mm	MPa	mm	MPa	mm	
中间区域	46.06	1.26	50.55	1.56	70.61	2.82	
边缘区域	非边缘支托	43.91	1.19	58.42	1.00	200.20	9.06
	边缘支托	36.46	0.75	36.43	0.63	117.80	5.25

3) 现有屋面系统连接抗风失效模式

从分析结果可看出,当风吸力达到 2.03 kPa 时,屋面板卷边左侧已与 T 形支托头部圆角完全脱开,右侧也已出现较大滑移,T 形支托已不能约束屋面板的滑移,因此,可以认为此时屋面抗风连接失

效。在此荷载条件下,屋面板刚开始屈服,但变形较小,仍然可继续承受荷载。计算结果同时说明,T 形支托的应力较小,处于弹性阶段。仅当屋面连接失效导致支托单侧受力时,支托应力显著提高,进而破坏。

计算可得出,该航站楼屋面系统失效的临界风荷载为 $P_{cr}=2.03$ kPa,失效模式为屋面板与 T 形支托间连接失效,即屋面板因风吸力作用而被掀开。现有屋面系统抗风失效时,各零件的强度并未得到充分发挥,因此,材料利用率低。

3 结 论

1)为了获得屋面连接的抗风极限承载力,必须准确模拟屋面抗风连接的失效模式。为此,在进行屋面连接简化模型及数值分析时,应分两步计算。

2)工程实例分析结果表明,在屋面中间区域,现有屋面板抗风连接安全;但在屋面边缘区域,现有屋面抗风连接不安全。

3)屋面板抗风分析结果表明,当用切向弹簧模拟屋面板与 T 形支托间的接触关系时,弹簧刚度大小对于屋面板跨中挠度影响很小。

4)T 形支托抗风分析结果表明,若屋面连接不失效, T 形支托双侧受力, T 形支托应力很小,尚处于弹性阶段;若屋面连接失效,造成 T 形支托单侧受力,将导致 T 形支托应力显著增大,甚至造成 T 形支托受弯破坏。

5)现有铝合金屋面系统的抗风极限承载力约为 2.03 kPa,失效模式为屋面板与 T 形支托间连接失效,即屋面板因风吸力作用被掀开。此时,无论屋面板还是 T 形支托,其强度都尚未得到充分发挥,材料利用率较低。

6)文中采用有限元数值模拟的分析方法获得了屋面连接的抗风承载性能,暂未开展相应的承载力性能试验研究。

参考文献:

- [1] 王之宏. 风荷载的模拟研究[J]. 建筑结构学报, 1994, 15(1):44-52.
Wang Zhihong. Simulation of wind loading[J]. Journal of Building Structures, 1994, 15(1):44-52.
- [2] 程志军, 楼文娟, 孙炳楠, 等. 屋面风荷载及风振破坏机理[J]. 建筑结构学报, 2000, 21(4):39-47.
CHENG Zhijun, LOU Wenjuan, SUN Bingnan, et al. Wind load on roof structures and mechanism of wind-induced damages[J]. Journal of Building Structures, 2000, 21(4):39-47.
- [3] 李川峰, 戴宝, 顾延静. 金属屋面板构受力计算[J]. 中国科技博览, 2012(4):110.
LI Chuanfeng, DAI Bao, GU Yanjing. Loading analysis of metal roof panel[J]. China Science and Technology Review, 2012(4):110.
- [4] 孙成疆. 直立锁缝金属屋面系统在模拟极端暴风工况下抗风揭能力测试和分析[J]. 建筑结构, 2011, 41(S1):1438-1442.
SUN Chengjiang. Simulated wind uplift pressure analysis and tests of the standing seam metal roof system[J]. Building Structures, 2011, 41(S1):1438-1442.
- [5] 刘浩, 魏云波, 吴明超, 等. MR24 压型屋面板抗风吸性能的试验研究[C]// 2009 年全国钢结构学术年会论文集, 2009:518-521.
- [6] 布占宇. 大跨度柔性屋面结构突然开孔时的风振响应研究[D]. 杭州:浙江大学, 2002.
- [7] Kasperski M. Design wind loads for low-rise buildings: a critical review of wind load specifications for industrial buildings[J]. Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamic, 1996, 61(2/3):169-179.
- [8] Koloušek V. Wind effects on civil engineering structures[M]. Wisconsin: Elsevier Press, 1984.
- [9] 孙炳楠, 傅国宏, 陈鸣, 等. 9417 号台风对温州民房破坏的调查[J]. 浙江建筑, 1995(4):19-23.
SUN Bingnan, FU Guohong, CHEN Ming, et al. The damage investigation of No. 9417 typhoon to Wenzhou houses[J]. Zhejiang Buildings, 1995(4):19-23.
- [10] 董震, 张其林. 铝合金面板试验研究和设计建议[J]. 建筑钢结构进展, 2008, 10(1):22-28.
DONG Zhen, ZHANG Qilin. Experiment study and design method of aluminum alloy panels[J]. Progress in Steel Building Structures, 2008, 10(1):22-28.
- [11] 石景, 张其林, 董震. 铝合金屋面板承载力的数值模拟及试验研究[J]. 建筑结构, 2006, 36(S1):98-100.
SHI Jing, ZHANG Qilin, DONG Zhen. Numerical simulation and experimental analysis on aluminium alloy roof panel[J]. Building Structures, 2006, 36(S1):98-100.
- [12] 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. (GB50429-2007) 铝合金结构设计规范[S]. 北京: 中国计划出版社, 2007.
- [13] 中华人民共和国住房和城乡建设部, 中华人民共和国国家质量监督检验检疫总局. (GB50009-2012) 建筑结构设计荷载规范[S]. 北京: 中国计划出版社, 2012.

(编辑 陈移峰)