

球状飞射物对屋面瓦片冲击效应的数值模拟

王 枫, 胡 丰, 黄 鹏, 顾 明

(同济大学 土木工程防灾国家重点实验室, 上海 200092)

摘要: 选取典型的球状混凝土飞射物, 研究其对一种典型屋面陶土瓦片的冲击破坏作用. 基于 ANSYS/LS-DYNA 平台, 参考落球冲击试验方法建立冲击碰撞的有限元计算模型. 选取 Johnson-Holmquist-Ceramic 本构模型模拟陶土瓦片材料, 引入单元应变失效准则模拟瓦片破坏情况, 采用显式动力学方法研究落球冲击试验中瓦片应力、应变、变形的时变机理. 对冲击速度、球块质量、瓦片倾角进行参数分析, 结果表明, 瓦片最大等效应力与冲击速率及球块质量大致成正比, 与瓦片倾角相关性不大. 冲击过程是一个能量显著转移的过程, 根据损伤方程计算出陶土瓦片能承受不超过 $34.35 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$ 的来流风速下球状混凝土飞射物的冲击破坏作用.

关键词: 屋面瓦片; 球状飞射物; 冲击效应; 数值模拟

中图分类号: X43

文献标志码: A

Numerical Simulation of Impact Effect of Windborne Spherical Debris on Roof Tiles

WANG Feng, HU Feng, HUANG Peng, GU Ming

(State Key Laboratory of Disaster Reduction in Civil Engineering, Tongji University, Shanghai 200092, China)

Abstract: A typical spherical concrete flying object was selected to study its impact effect on a typical roof clay tile. Based on ANSYS/LS-DYNA and drop-ball impact experiment, a finite element model was established to study the impact effect of windborne spherical concrete debris on a clay roof tile. The Johnson-Holmquist-Ceramic constitutive model was chosen to simulate the mechanical properties of clay roof tiles, the element strain failure criteria were introduced to simulate the breakage of tile, and the explicit dynamic algorithm was used to study the time history of the tile stress, strain and deformation during the drop-ball experiment. The impact effect of tile inclination angle, sphere impact velocity and mass were analyzed. The results show that the maximum von mises stress of the tile is approximately proportional to both the impact velocity and the sphere mass. By contrast, the

stress is unrelated to the tile inclination angle. The energy transfer during the process of impacting was remarkable, and the clay roof tile can endure the impact effect of the spherical concrete debris when the wind speed is less than $34.35 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$ according to the function.

Key words: roof tiles; sphere debris; impact effect; numerical simulation

近年来建筑主体及其围护结构的抗风研究受到普遍关注. 当建筑结构设计需考虑围护结构的易损性问题时, 风致飞射物造成的破坏就成为一个至关重要的因素. 风致飞射物是指在极端风气候条件下(如台风)被吹起的高速飞行的物体^[1], 而我国是世界上热带气旋登陆最多、受其影响最严重的国家之一^[2]. 风致飞射物对高层建筑立面及低矮房屋屋面造成的冲击破坏作用^[3], 是台风给登陆地区带来巨大损失的主要原因之一.

目前, 国内外学者对冲击效应的研究多集中于建筑玻璃、压型钢板及复合板的数值模拟和冲击试验^[4-6], 风致飞射物对低矮建筑屋面瓦片的冲击破坏未得到关注. 此外, 在已有风致飞射物损伤预测的统计模型中, 大多数是针对“区域”尺度(如城市)进行评估^[7], 很少有研究关注“单体”尺度(如房屋)的损伤评估. 而多数风灾破坏往往发生于低矮房屋, 对低矮房屋单体风灾破坏的评估与预防是亟待解决的问题. 为有效预防风致飞射物引发的次生灾害, 有必要对其造成的冲击破坏机理进行深入研究.

多项调查显示^[8-9], 风致飞射物对低矮房屋屋面瓦片破坏作用显著. 选取一种典型的陶土屋面瓦片, 参考落球冲击试验数据^[10], 基于 ANSYS/LS-DYNA 平台, 深入研究球状飞射物对瓦片的冲击碰撞机理, 建立相应损伤评估方程, 对瓦片的抗冲击性

收稿日期: 2017-10-17

基金项目: 国家自然科学基金面上项目(51678452, 51378396)

第一作者: 王 枫(1991—), 女, 博士生, 主要研究方向为结构风工程. E-mail: 13wafer@tongji.edu.cn

通信作者: 黄 鹏(1974—), 男, 教授, 博士生导师, 工学博士, 主要研究方向为结构风工程. E-mail: huangtju@tongji.edu.cn

能做相应分析,并计算陶土瓦片在球状混凝土飞射物冲击下的风速阈值。

1 落球冲击试验

落球冲击试验是测试物体抗冲击性能最直接有效的方法^[11]。笔者参与文献[10]中对陶土瓦片的落球冲击试验,该试验选取一个质量为 0.549 kg 的混凝土球块对 3 组陶土瓦片进行落球冲击试验,瓦片几何尺寸如图 1 所示。试验中,瓦片放置于平台上,落球的高度有规律地增加,直至瓦片被冲击破坏。试验中获取的平均落球高度反映了该陶土瓦片的破坏强度。由于试验中落球的质量一定,故瓦片的破坏能量与落球的高度成正比。图 2 为整个试验过程,试验结果如表 1 所示。

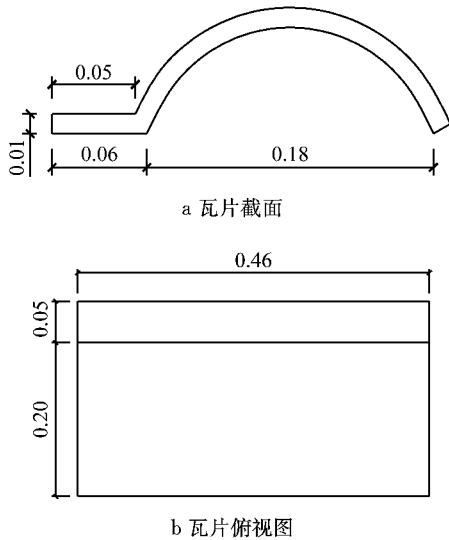


图 1 陶土瓦片尺寸(单位:m)
Fig. 1 Size of clay tile (unit: m)

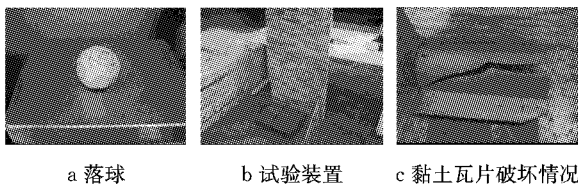


图 2 落球冲击试验
Fig. 2 Drop ball impact test

由表 1 试验数据可知陶土瓦片破坏的落球平均高度 \bar{h} 。

$$\bar{h} = (0.267 + 0.190 + 0.267) / 3 = 0.241 \text{ m}$$

由能量守恒定律换算成临界冲击速率 \bar{u} 。

$$\bar{u} = \sqrt{2g\bar{h}} = 2.17 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$$

瓦片破坏时裂纹纵向开展,呈现明显的脆性性质。

表 1 陶土瓦片落球冲击试验结果

Tab. 1 Drop ball impact test of clay tile

落球质量/kg	落球高度/m	冲击速率/ (m · s ⁻¹)	瓦片状态		
			试验 1	试验 2	试验 3
0.549	0.140	1.66	✓	✓	✓
0.549	0.165	1.80	✓	✓	✓
0.549	0.190	1.93	✓	×	✓
0.549	0.216	2.06	✓		✓
0.549	0.241	2.17	✓		✓
0.549	0.267	2.29	×		×

注:表中“✓”表示瓦片完好,“×”表示瓦片破坏。

2 数值模拟

2.1 数值模型的建立

考虑到碰撞机理的复杂性,为更深入地研究球状飞射物对陶土瓦片的冲击作用,基于 ANSYS/LS-DYNA 平台,对上述落球冲击试验建立相应的有限元模型。模型中采用 3D SOLID164 实体单元建立球体及瓦片模型,将球体与瓦片分为 2 个部分,落球撞击位置为瓦片拱形区域中心,为使计算更加精确,对撞击区域附近瓦片网格进行加密处理,经过网格无关性检验,最终确定计算模型如图 3 所示。模型共 18 032 个单元,其中球体单元 864 个,瓦片单元 17 168 个。约束瓦片底部的平动自由度即边界条件为简支。

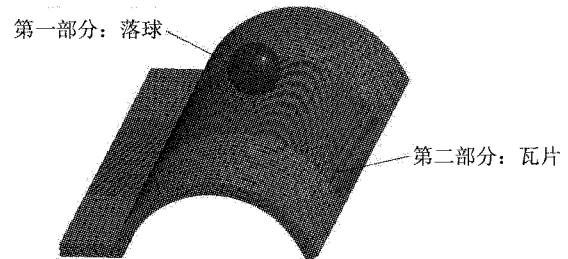


图 3 落球冲击试验有限元模型
Fig. 3 Finite element model of drop ball impact test

由于仅关注冲击过程,故设定初始状态为球即将碰撞瓦片的时刻,落球与瓦片的初始距离为 0.01 m,定义接触类型为面面接触(surface to surface),接触过程为侵蚀接触(erosing contact)。采用 Lagrange 与单点积分算法并控制沙漏现象^[12],计算单位为:cm · g · μs。

2.2 材料模型的选择

数值模型中材料本构模型的选取对于计算结果的准确性有决定性的影响^[13]。Johnson-Holmquist-Concrete 模型能较好模拟混凝土球的特性;由于瓦片在试验中体现出脆性性质,而 Johnson-

Holmquist-Ceramic 模型在模拟脆性材料方面具有独特的优势,故选用该模型模拟瓦片。

混凝土落球模型参数的选取参考文献[14],由于较少研究资料介绍陶土瓦片的材料参数,因此设计试验获取了瓦片的相关材料参数.弹性模量是有限元分析中一个重要的材料参数,其定义如式(1)所示:

$$E = \frac{\sigma}{\epsilon} = \frac{P/A}{\epsilon} \quad (1)$$

式中: E 为弹性模量; σ 为试件应力; P 为轴向压力; A 为试件横截面积; ϵ 为试件轴向应变。

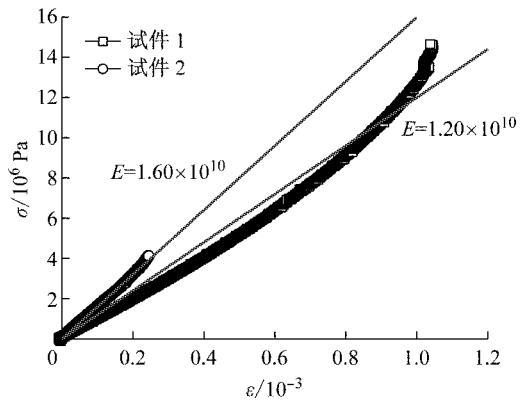
根据美国材料与实验协会(ASTM)E111-04 标准进行试验^[15],装置如图 4a 所示,2 组试件的横截面尺寸为 0.05 m×0.01 m、高为 0.08 m.试验数据如图 4b 所示,取平均值得到陶土瓦片的弹性模量为 1.40×10^{10} Pa.总结现有文献^[8-11]数据及上述试验数据,确定混凝土落球及陶土瓦片的材料参数如表 2 所示,表中 D_1 、 D_2 为损伤指数。

2.3 数值计算结果

根据以上材料参数构建的本构模型即可进行相应数值计算,本文计算时长为 104 μ s,经过反复试算



a 试验装置



b 试验数据

图 4 陶土瓦片轴压试验

Fig. 4 Axial compression test of clay tile

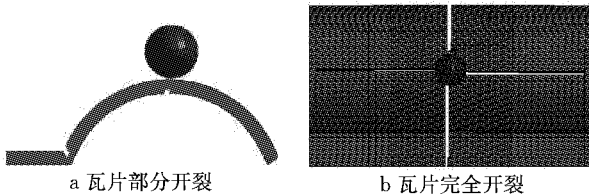
表 2 落球及瓦片材料参数

Tab. 2 Material parameters of drop ball and clay tile

物体	密度/ ($\text{kg} \cdot \text{m}^{-3}$)	弹性模量/ GPa	泊松比	剪切模量/ GPa	D_1	D_2	抗拉强度/ GPa
混凝土落球	2 440	30	0.2	14.86	0.040	1.0	0.004 0
陶土瓦片	1 380	14	0.2	1.96	0.001	0.5	0.002 6

发现,当冲击速率设置为 $u=2.17 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$ 时,瓦片仅拱形区域下侧及水平连接处上端部分开裂,并未发生整体完全破坏,开裂情况如图 5a 所示。

当冲击速率增大至 $u=2.30 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$ 时裂纹逐渐开展至边缘直至瓦片完全破坏,破坏情况如图 5b 所示,瓦片裂纹呈十字对称状,纵向裂纹形状与落球冲击试验结果吻合良好.计算结果表明,数值试验与落球试验中临界冲击破坏速率 ($2.17 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$) 误差为 6.0%,这有效证明了数值模型的正确性。



a 瓦片部分开裂

b 瓦片完全开裂

图 5 瓦片损伤破坏情况模拟

Fig. 5 Tile damage simulation

当冲击速率 $u=2.30 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$ 时,进一步分析瓦片在碰撞历程中的 von mises 应力状态如图 6 所示,

落球与瓦片在 $t=850 \mu$ s 时开始接触,瓦片应力集中于碰撞点附近区域,随着冲击过程的进行,瓦片应力逐渐开展, $t=1 100 \mu$ s 时瓦片内部出现最大等效应力 31.31 MPa,最终在 $t=1 650 \mu$ s 时扩散到整体,如图 6a 所示。 $t=1 900 \mu$ s 时瓦片边缘开始开裂, $t=6 650 \mu$ s 时裂纹完全开展至边缘,其内部应力分别如图 6b 和 6c 所示.在整个时间历程中,瓦片最大应力出现在 13 129 号单元,选取其时间历程示于图 6d 中,由图可知,自落球与瓦片接触时刻开始,该单元内部应力激增,到达峰值后迅速衰减,此时单元已达破坏条件而失效。

2.4 参数分析

以上计算证明了数值方法的正确性,在此基础上对冲击速率 u 、球块质量 m 、瓦片倾角 α 这几个主要影响参数进行分析,以避免试验操作的复杂性,更方便快捷地得到可靠的结果。

以 $u=2.30 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$ 、 $m=0.549 \text{ kg}$ 、 $\alpha=0^\circ$ 为基准工况,假定各变量之间相互独立,以控制变量法分别

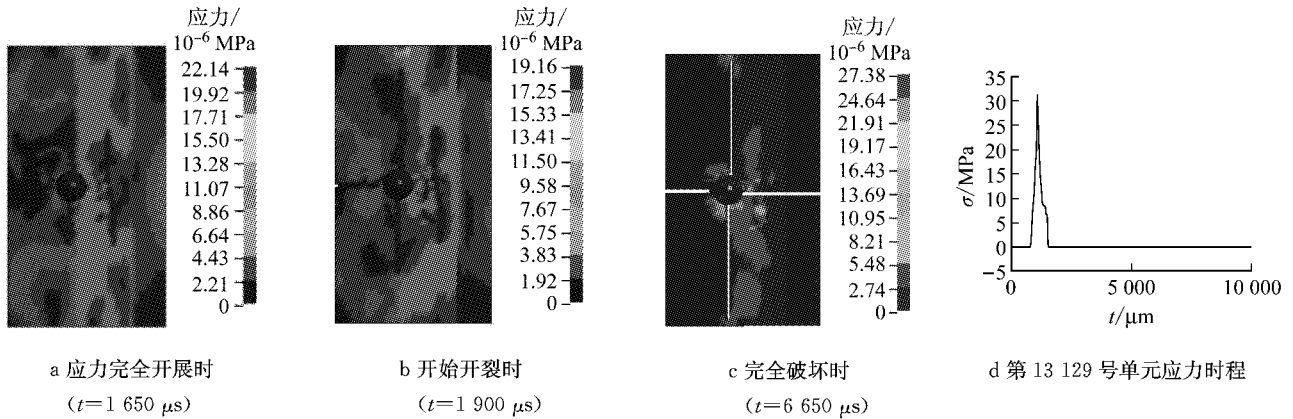


图 6 $u = 2.30 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$ 时冲击历程中瓦片应力状态

Fig. 6 Tile stress state during impact process at $u = 2.30 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$

改变每个变量的取值,计算瓦片在各冲击过程中的最大等效应力.例如在研究冲击速率 u 时,固定球块质量 $m=0.549 \text{ kg}$ 、瓦片倾角 $\alpha=0^\circ$,仅改变冲击速率的取值.具体变量参数选择见表 3.

表 3 参数分析

Tab. 3 Parameter analysis conditions

冲击速率/($\text{m} \cdot \text{s}^{-1}$)	球块质量/kg	瓦片倾角/($^\circ$)
0.50	0.210	0*
1.00	0.280	5
1.50	0.350	10
2.00	0.420	15
2.30*	0.490	20
2.50	0.549*	25
3.00	0.560	30

注: * 为基准工况参数取值.

对以上 21 个参数对应的 19 个工况(1 个基准工

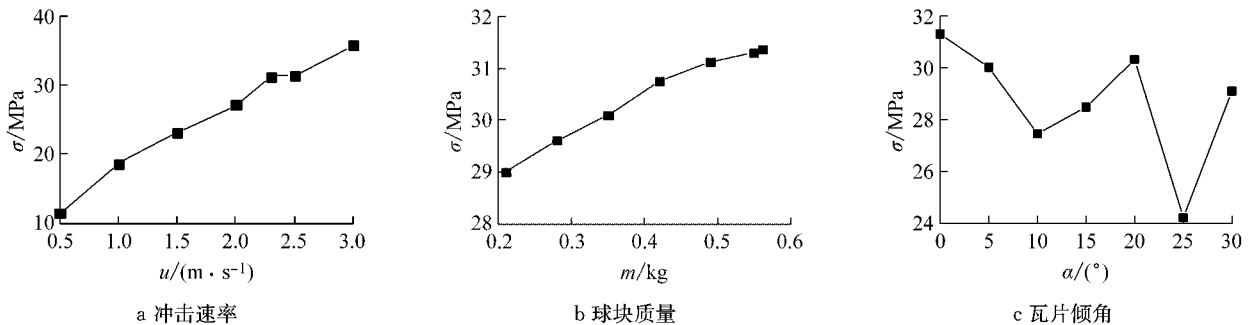


图 7 不同参数与瓦片最大等效应力之间的关系

Fig. 7 Relationships between parameters and maximum von mises of tile

等^[16]的研究,物体被风吹起成为飞射物的临界条件为

$$\frac{1}{2}\rho_a U^2 C_F = \rho_m g l \quad (2)$$

式中: ρ_a 为空气密度,取 $\rho_a=1.29 \text{ kg} \cdot \text{m}^{-3}$; U 为来流风速; C_F 为风力系数;Holmes^[17] 研究发现,球状飞射物的风力系数 $C_F=0.5$; ρ_m 为飞射物密度,对混

况加上其余 18 组参数对应的 18 个工况)分别进行计算,提取每种工况下瓦片的最大等效应力,计算结果见图 7.由图可知,瓦片最大等效应力与瓦片倾角 α 相关性不大,与落球质量 m 和落球速率 u 近似成正比.当 $u=3.00 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$ 时,瓦片最大等效应力为 35.77 MPa;当 $m=0.560 \text{ kg}$ 时,瓦片最大等效应力为 31.38 MPa;当 $\alpha=0^\circ$ 时,瓦片最大等效应力为 31.31 MPa.

3 损伤方程

3.1 飞射物形成条件

在进行损伤估计之前首先应确定建筑周边环境中的碎片是否具备成为飞射物的条件,根据 Wills

凝土取 $\rho_m=2440 \text{ kg} \cdot \text{m}^{-3}$; g 为重力加速度,取 $g=9.8 \text{ kg} \cdot \text{m} \cdot \text{s}^{-2}$; l 为飞射物特征长度,对于球体 $l=\sqrt[3]{4\pi/3}R$, R 为球体半径.

根据上式可得球状混凝土飞射物直径 D 与来流风速 U 的关系如图 8 所示,该图反映了一定风速 U 下能被吹起的最大飞射物直径 D .

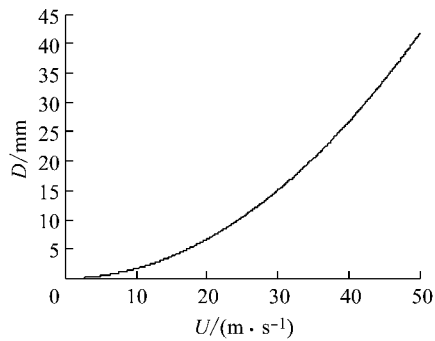


图 8 球状混凝土飞射物最大起飞直径与来流风速的关系

Fig. 8 Relationship between wind speed and largest diameter of spherical concrete debris

以上海地区为例,参考我国建筑结构荷载规范(GB50009—2012)^[18],上海地区 10 年、50 年和 100 年重现期空旷地貌 10 m 高度处 10 min 平均基本风压分别为 $0.40 \text{ kN} \cdot \text{m}^{-2}$ 、 $0.55 \text{ kN} \cdot \text{m}^{-2}$ 和 $0.60 \text{ kN} \cdot \text{m}^{-2}$,换算成基本风速分别为 $24.90 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$ 、 $29.20 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$ 和 $30.50 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$. 假设该风速即为来流风速,对应的球状混凝土飞射物的最大起飞直径分别为 10 mm、14 mm 和 16 mm(对应最大起飞质量分别为 0.0013 kg 、 0.0035 kg 和 0.0052 kg).

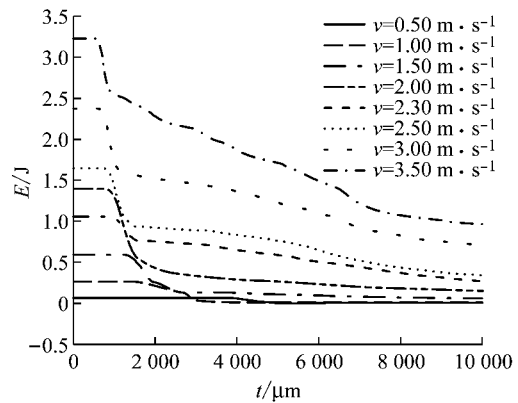
3.2 能量损伤方程

第 2 节的研究表明,当冲击速率较小、球块质量较大时,瓦片内部最大等效应力与二者均近似成正比,因而多数研究采用落球试验得到的临界动量作为材料抗冲击性能的判别标准. 试验所得的临界动量值 $R_p = m \cdot v = 0.549 \text{ kg} \times 2.17 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1} = 1.19 \text{ kg} \cdot \text{m} \cdot \text{s}^{-1}$. 进一步研究表明,当冲击速率较大、球块质量较小时,材料能承受的最大冲击动量较落球试验(相对低速情况)不同. 例如选取 $m = 0.070 \text{ kg}$ 、 $v = 15.00 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$ 的工况进行计算,其冲击动量为 $P_{\text{deb}} = m \cdot v = 0.070 \text{ kg} \times 15.00 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1} = 1.05 \text{ kg} \cdot \text{m} \cdot \text{s}^{-1} < R_p$,而计算结果表明瓦片已破坏,这说明动量方法具有一定的局限性. 另一方面,由于冲击过程是一个能量转移的过程,碰撞前后两物体会发生速度的变化,图 9 给出了落球在不同初速度及不同质量下撞击瓦片的整个过程的动能变化,落球动能在撞击过程中呈总体下降趋势,冲击过程可分为 3 个阶段:第 1 阶段,落球与瓦片将接触但未接触时,球块动能恒定,处于“平台期”;第 2 阶段,在落球与瓦片接触的瞬间,落球的动能呈阶梯式急剧下降,并且碰撞前速率越大“台阶”越高,这表明碰撞瞬间落球能量迅速消耗以提供瓦片损坏所需能量;第 3 阶段,落球动能持续缓慢下降,能量耗散,冲击过程进入尾端. 因此可建立以能量为基础的损伤方程对飞

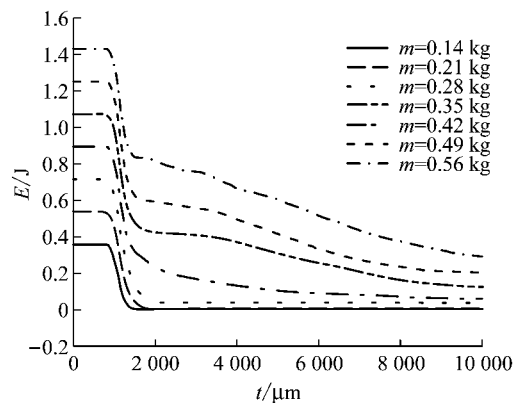
射物冲击过程进行准确计算并对冲击受体的损伤作出合理估计^[12],建立的损伤方程如式(3)所示:

$$D_{\text{deb}} = \frac{1}{2} \rho_m l^3 u^2 = \frac{1}{2} \rho_m l^3 K^2 U^2 \geq R_D \quad (3)$$

式中: D_{deb} 为损伤指数; K 为飞射物速率与来流风速比,根据宋芳芳^[9]和 Holmes^[17]的研究成果,球状飞射物在风速小于 $40 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$ 时其最终落地速率约为风速的一半,即 $K = 0.5$; R_D 为临界能量损伤指数.



a 不同速率下球状飞射物动能



b 不同质量下球状飞射物动能

图 9 冲击过程球状飞射物动能历程

Fig. 9 Kinetic energy time histories of spherical debris during impact process

由图 9a 中 $v = 2.30 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$ 的标准工况计算结果可知,球块的冲击动能为 1.45 J ,将此动能作为使得瓦片破坏的临界能量值,即取 $R_D = 1.45 \text{ J}$.

将式(2)代入式(3),消去飞射物特征长度,得

$$D_{\text{deb}} = \frac{1}{16} \rho_m \{ (C_F \rho_a) / (\rho_m g) \}^3 K^2 U^8 \geq R_D \quad (4)$$

图 10 给出了能量损伤指数与风速之间的关系,由该图可知能量判别准则下陶土瓦片能承受不超过 $34.35 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$ 的来流风速下球状混凝土飞射物的冲击破坏作用,其含义为 $34.35 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$ 的风速能吹起最大直径为 20 mm 的球状混凝土飞射物(图 8),这些飞射物造成的最大冲击效应刚好使得陶土瓦片

破坏.

由式(4)可知,能量损伤指数与风速的八次方相关,这表明能量损伤指数对风速极为敏感.如图 10 所示,当风速 U 增大至 $35 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$ 以上时, D_{deb} 迅速增大,说明风速越大,其破坏程度显著增大.

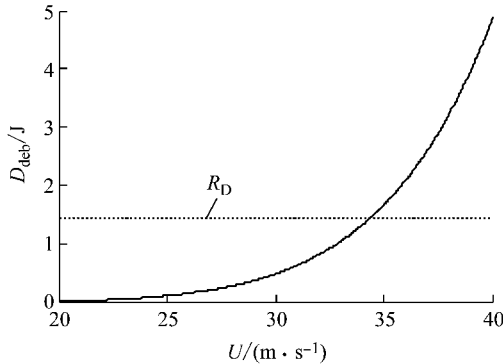


图 10 能量损伤指数与风速的关系

Fig. 10 Relationship between wind speed and energy damage index

仍以上海地区为例,规范^[18]给出上海地区空旷地貌 10 m 高度处的阵风系数 $\beta_{gz}=1.70$,则 10 年、50 年和 100 年的阵风风压($\beta_{gz}w_0$, w_0 为基本风压)分别为 $0.68 \text{ kN} \cdot \text{m}^{-2}$ 、 $0.94 \text{ kN} \cdot \text{m}^{-2}$ 和 $1.02 \text{ kN} \cdot \text{m}^{-2}$,换算成阵风风速分别为 $32.47 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$ 、 $38.18 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$ 和 $39.77 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$. 因此若该陶土瓦片(能承受风速不超过 $34.35 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$ 时球状混凝土飞射物的冲击作用)应用于上海地区,在 10 年重现期的阵风风速下是安全的,而在 50 年和 100 年重现期阵风风速下将受到飞射物的冲击破坏.

3.3 易损性分析

无论是从动量角度还是从能量角度判别材料的抗冲击性能,冲击物的质量和速度都是至关重要的 2 个物理量.由这 2 个物理量可绘制相应的易损性包络曲线.

已有文献表明,台风最大阵风风速常分布在 20 到 $40 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$,对应的球状飞射物冲击速率约为 10 到 $20 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$.取冲击速率依次为 10、12、14、16、18 和 $20 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$.基于第 2 节的数值模型,取不同质量的球状飞射物反复进行数值模拟试验,记录瓦片的冲击破坏情况.试验结果见表 4.

根据上表的临界破坏点即可给出陶土瓦片在风致球状飞射物冲击下的易损性曲线,如图 11 所示.

由能量损伤方程 $D_{\text{deb}} \geq R_D$ 及瓦片破坏的临界能量值 $R_D=1.45 \text{ J}$ 推导出瓦片在混凝土飞射物冲击作用下的易损性判别式如下:

表 4 陶土瓦片碰撞结果

球状飞射物 质量/kg	冲击速率/($\text{m} \cdot \text{s}^{-1}$)					
	10	12	14	16	18	20
0.005 0	N	N	N	N	N	<u>N</u>
0.007 5	N	N	N	N	<u>N</u>	P
0.010 0	N	N	N	<u>N</u>	P	P
0.012 5	N	N	<u>N</u>	P	P	P
0.015 0	N	N	P	P	P	P
0.017 5	N	<u>N</u>	P	P	P	P
0.020 0	N	P	P	P	P	P
0.022 5	N	P	P	P	P	P
0.025 0	<u>N</u>	P	P	P	P	P

注:表中“N”表示瓦片未破坏,“P”表示瓦片破坏,“N”为临界破坏点.

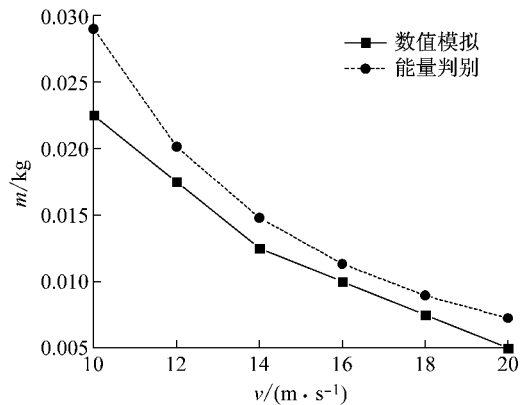


图 11 陶土瓦片的易损性曲线

Fig. 11 Vulnerability curve of clay tiles

$$D_{\text{deb}} = \frac{1}{2} mu^2 \geq R_D \quad (5)$$

$$m \geq \frac{2.9}{u^2} \quad (6)$$

将 R_D 代入式(5),给出瓦片在一定风速的飞射物冲击作用下所能承受飞射物的临界质量如式(6),从而可以根据式(6)绘制易损性曲线.

在易损性曲线的左下方区域,瓦片是安全的,即瓦片在球状飞射物的冲击下不会发生破坏.而在易损性曲线的右上方,瓦片将受到飞射物的冲击而发生破坏.将数值模拟结果与能量损失方程判别结果对比可知,数值模拟得到的易损性曲线与能量判别曲线基本一致,数值模拟结果略小于能量判别公式结果,能量损伤方程可作为材料冲击破坏的判别标准.另一方面,2 个结果比较一致,也说明了本文数值模拟模型的合理性.

本文数值模拟模型能较好模拟混凝土球块冲击陶土瓦片的冲击破坏过程,数值模拟得到的陶土瓦片的易损性曲线可用于低矮房屋屋面陶土瓦片风灾评估与设计,且其偏于安全.

4 结论

针对风致飞射物对建筑围护结构的破坏问题, 基于数值模拟方法深入研究了球状混凝土飞射物对陶土瓦片的破坏损伤机理, 主要结论如下:

(1) 球状飞射物-瓦片碰撞数值模型计算结果与落球试验结果吻合良好, 数值模型能准确反映冲击过程中应力、应变、位移、能量等关键物理量。

(2) 参数分析表明瓦片最大等效应力与冲击速率及球块质量成正比, 而与瓦片倾角相关性不大。

(3) 冲击过程中球状飞射物的动能呈阶梯式迅速衰减, 说明该过程是一个能量显著转移的过程, 为能量判别标准提供了依据。在此基础上建立了球状混凝土飞射物对陶土瓦片冲击的能量损伤方程。

(4) 该典型陶土瓦片能承受不超过 $34.35 \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$ 的风速下球状混凝土飞射物的冲击作用。若将该瓦片应用于上海地区, 能满足 10 年重现期下阵风风速所致球状混凝土飞射物的冲击作用, 不能满足 50 年和 100 年重现期下的设计要求。

(5) 在大量数值模拟试验的基础上, 并与能量判别方程对比, 得到了陶土瓦片的易损性曲线, 供设计与评估以参考。

参考文献:

- [1] HUANG P, WANG F, FU A, *et al.* Numerical simulation of 3-D probabilistic trajectory of plate-type wind-borne debris[J]. *Wind and Structures*, 2016, 22(1): 17.
- [2] 郑峰, 曾智华, 雷小途, 等. 中国近海突然增强台风统计分析[J]. *高原气象*, 2016, 35(1): 198.
ZHENG Feng, ZENG Zhihua, LEI Xiaotu, *et al.* A statistical study of rapid intensification of typhoons over coastal water of China[J]. *Plateau Meteorology*, 2016, 35(1): 198.
- [3] HOLMES J D. Windborne debris and damage risk models: A review[J]. *Wind and Structures*, 2010, 13(2): 95.
- [4] 张治权. 夹层玻璃落球冲击剥离性能研究[D]. 浙江: 浙江大学, 2013.
ZHANG Zhiqian. Study on stripping performance of falling ball impact on laminated glass [D]. Zhejiang: Zhejiang University, 2013.
- [5] ZHANG X, HAO H, MA G. Laboratory test and numerical simulation of laminated glass window vulnerability to debris impact[J]. *International Journal of Impact Engineering*, 2013, 55(5): 49.
- [6] CHEN W, HAO H, DU H. Failure analysis of corrugated panel subjected to windborne debris impacts[J]. *Engineering Failure Analysis*, 2014, 44(5): 229.
- [7] LIN N, VANMARCKE E. Windborne debris risk assessment [J]. *Probabilistic Engineering Mechanics*, 2008, 23(4): 523.
- [8] LIN N, LETCHFORD C, Holmes J. Investigation of plate-type windborne debris. Part I. Experiments in wind tunnel and full scale [J]. *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, 2006, 94(2): 51.
- [9] 宋芳芳. 几类风灾易损建筑台风损伤估计与预测[D]. 哈尔滨: 哈尔滨工业大学, 2010.
SONG Fangfang. Typhoon damage estimation and prediction of wind vulnerable structures[D]. Harbin: Harbin Institute of Technology, 2010.
- [10] SHDID C A, MIRMIRAN A, WANG T L, *et al.* Uplift capacity and impact resistance of roof tiles[J]. *Practice Periodical on Structural Design and Construction*, 2010, 16(3): 121.
- [11] 王勋, 张其林, 陶志雄, 等. 四边简支夹层玻璃承载性能理论和试验研究[J]. *建筑结构*, 2012, 42(2): 173.
WANG Xun, ZHANG Qilin, TAO Zhixiong, *et al.* Theoretical and experimental study on load bearing capacity of laminated glass simply supported on four sides[J]. *Building Structure*, 2012, 42(2): 173.
- [12] 荣吉利, 诸葛迅, 李健, 等. 不同弹头形式的易碎弹冲击航空有机玻璃的数值分析[J]. *振动与冲击*, 2015, 34(1): 200.
RONG Jili, ZHUGE Xun, LI Jian, *et al.* Numerical analysis on fragile projectile with different warheads impacting aviation organic glass[J]. *Journal of Vibration and Shock*, 2015, 34(1): 200.
- [13] 熊益波, 陈剑杰, 胡永乐, 等. 混凝土 Johnson-Holmquist 本构模型关键参数研究[J]. *工程力学*, 2012, 29(1): 121.
XIONG Yibo, CHEN Jianjie, HU Yongle, *et al.* Study on the key parameters of the Johnson-Holmquist constitutive model for concrete[J]. *Engineering Mechanics*, 2012, 29(1): 121.
- [14] 朱秀云, 潘蓉, 林皋, 等. 基于荷载时程分析法的钢筋混凝土和钢板混凝土墙的冲击响应对比分析[J]. *振动与冲击*, 2014, 33(22): 172.
ZHU Xiuyun, PAN Rong, LIN Gao, *et al.* Comparative analysis of impact response with reinforced concrete and steel plate concrete walls based on force time-history analysis method [J]. *Journal of Vibration and Shock*, 2014, 33(22): 172.
- [15] ASTM International. Standard test method for young's modulus, tangent modulus, and chord modulus E 111-04[S]. West Conshohocken: [s. n.], 2004.
- [16] WILLS J A B, LEE B E, WYATT T A. A model of wind-borne debris damage[J]. *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, 2002, 90(4): 555.
- [17] HOLMES J D. Trajectories of spheres in strong winds with application to wind-borne debris [J]. *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, 2004, 92(1): 9.
- [18] 中华人民共和国住房和城乡建设部. 建筑结构荷载规范: GB 50009—2012[M]. 北京: 中国建筑工业出版社, 2012.
Department of Housing and Urban Rural Development of the People's Republic of China. Load code for the design of building structures GB 50009—2012 [M]. Beijing: China Architecture & Building Press, 2012.