

文章编号: 1000-4750(2016)02-0081-07

飞机撞击荷载计算模型中压溃力选取分析

韩鹏飞^{1,2}, 刘晶波¹, 陆新征¹, 林 丽³, 岑 松³

(1. 清华大学土木水利学院土木工程系, 北京 100084;

2. 总参谋部工程兵科研三所, 河南, 洛阳 471023; 3. 清华大学航天航空学院工程力学系, 北京 100084)

摘 要: Riera 提出的飞机撞击荷载计算模型是一种比较实用的简化模型, 大多数研究在进行飞机撞击试验和数值模拟时通常会把试验结果和数值模拟结果与该模型的计算结果进行对比分析。通过介绍分析 Riera 模型, 该模型中撞击荷载包括压溃力和惯性力两部分, 因此模型的使用需要确定压溃力大小。为了合理使用 Riera 模型, 梳理了现有压溃力计算公式, 各公式给出的压溃力计算结果差别较大, 并通过公式推导预测弹体的变形长度和撞击作用时间与试验数据进行对比分析, 评价了现有压溃力计算公式, 对更适宜于飞机撞击条件下的压溃力计算公式给出了说明, 最后讨论了压溃力对撞击荷载曲线的影响, 得出压溃力相对于惯性力不能被忽略, 对撞击荷载影响较大的结论。

关键词: 飞机撞击; 理论分析; 计算公式; 压溃力; 安全壳

中图分类号: O313.4; TU312 文献标志码: A doi: 10.6052/j.issn.1000-4750.2014.09.0808

CRUSHING FORCE ANALYSIS OF A LOAD CALCULATION MODEL FOR AIRCRAFT IMPACT

HAN Peng-fei^{1,2}, LIU Jing-bo¹, LU Xin-zheng¹, LIN Li³, CEN Song³

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

2. The Third Research Institute of Engineering Corps, General Staff of PLA, Luoyang, Henan 471023, China;

3. Department of Engineering Mechanics, School of Aerospace, Tsinghua University, Beijing 100084, China)

Abstract: The Riera model is a simplified practical model for the calculation of aircraft impact load. The results of aircraft impact tests and numerical simulations are usually compared with the calculation results of this model in many studies. Since an impact load consists of a crushing force and an inertial force by introducing and analyzing this model, the crushing force is needed to be determined. In order to use the Riera model more reasonably, the existing formulas for crushing force calculations are summarized, but there is a great difference in the calculation results of crushing forces by using these formulas. And the comparison between the test data and calculation results by deformed length and impact time of projectile is also made to assess these formulas for crushing forces. The formulas, which are more suitable for crushing force calculation in aircraft impact cases, are given and the influence of crushing forces on impact loads is discussed. The crushing force should not be ignored with respect to inertial forces and it has a big influence on impact loads.

Key words: aircraft impact; theoretical analysis; formulas; crushing force; containment

收稿日期: 2014-09-23; 修改日期: 2015-01-23

基金项目: 国家科技重大专项项目(2011ZX06002-10)

通讯作者: 刘晶波(1956—), 男, 辽宁人, 教授, 博士, 主要从事结构抗震和防灾减灾研究(E-mail: liujb@tsinghua.edu.cn).

作者简介: 韩鹏飞(1980—), 男, 山东人, 工程师, 博士生, 主要从事爆炸震动隔离和结构抗冲击方面的研究(Email: feixuehan2003@sina.com);

陆新征(1978—), 男, 安徽人, 教授, 博士, 主要从事结构非线性计算和仿真研究(E-mail: luxz@tsinghua.edu.cn);

林 丽(1989—), 女, 广西人, 硕士生, 主要从事结构非线性计算和仿真研究(E-mail: l-lin07@mails.tsinghua.edu.cn);

岑 松(1972—), 男, 福建人, 教授, 博士, 主要从事计算固体力学研究(E-mail: censong@tsinghua.edu.cn).

2001年9月11日,商用飞机撞击世贸大楼的悲剧引起世界各国对飞机撞击恶性事件的广泛关注。如何评估飞机撞击恶性事件的后果,研究飞机撞击的机理,是目前一个较受关注的研究课题。进入21世纪以来,世界许多国家致力于发展核电,因此核电的安全性也越来越受到重视,如果飞机恶意撞击核电站造成核泄漏事故,后果将及其严重。飞机对核电站的撞击,其中关键问题之一,就是研究飞机的撞击荷载时程曲线,从而可根据撞击荷载时程曲线对核电站安全壳进行飞机抗撞设计,或者评估安全壳抗飞机撞击的安全性。设计基准和安全评估大体分为两个标准:1) 基于小型商用飞机或小型战斗机的撞击荷载时程曲线;2) 基于大型商用飞机的撞击荷载时程曲线。

研究飞机的撞击荷载时程曲线,许多学者利用简化计算模型、试验研究、数值分析等手段来进行。对于简化计算模型,Riera^[1]把飞机视为变形弹体,提出一维变形弹体撞击刚性靶板的模型,该模型简单,易于理解。后来,一些学者^[2-4]对 Riera 模型进行了进一步的讨论和改进,但是改进的前提是建立在更多假设条件的基础上,从而使模型的应用受到限制。Wolf 等^[5]把飞机模型简化为用理想弹塑性弹簧相连的数个集中质量模型,Bignon 和 Riera^[2]提出双自由度质量-弹簧模型,第一组质量和弹簧表示板的弯曲变形,第二组质量和弹簧表示飞机撞击区域边界处板的剪切变形,以上所述质量-弹簧模型的缺点是计算相对繁琐。尽管利用简化计算模型研究飞机撞击荷载时程曲线等相关研究主要集中在20世纪60年代~80年代,但是简化计算模型有其自身的优点,可根据所给出飞机的相关计算条件,计算获得飞机撞击荷载时程曲线,以用于设计和安全评估,无需进行耗财耗力的试验研究,也不用进行飞机和核电站数值仿真模型的建立以及本构和失效参数的正确选取等数值分析工作。

Riera 模型与上述几种模型相比,因为计算简便,且结果与实际情况相比不会造成太大的出入,所以该模型得到了比较广泛的讨论分析和应用^[2,6-14]。例如,Sugano 等^[10-12]在 Sandia 实验室进行了鬼怪原型飞机撞击钢筋混凝土板试验和单个原型飞机发动机撞击钢筋混凝土板试验,这是目前唯一见于文献的原型飞机的撞击试验。该试验得到了鬼怪原型飞机撞击钢筋混凝土结构的撞击荷载曲线,并与 Riera 模型计算结果进行了对比分析,

该模型所得撞击荷载与试验的实际情况比较一致;Lee 等^[13]建立了 Boeing747-400 飞机有限元模型,通过数值计算获得的撞击荷载曲线与用 Riera 模型得到的撞击荷载曲线有较好的一致性;Thai 等^[14]对 Boeing767-400 的撞击荷载进行了数值仿真研究,所得结果与 Riera 模型计算结果在峰值和变化趋势上匹配较好,总动量相差小于9%。

由于Riera模型可直接计算获得飞机撞击荷载时程曲线,大多数研究在进行飞机撞击试验和数值模拟时通常会把试验结果和数值模拟结果与该模型的计算结果进行对比分析,从而互相印证以满足研究的可信性和科学性。不过,对Riera模型如何使用的相关讨论工作比较少见。Riera模型给出的撞击荷载包括压溃力和惯性力两部分,惯性力容易确定,但是压溃力比较难以确定,所以讨论压溃力计算公式,并选取更适宜于飞机撞击条件下的计算公式,讨论压溃力对整个撞击荷载的影响程度如何,就是文章所要探讨的问题。文章通过简介Riera模型,梳理压溃力计算公式,并通过推导公式预测飞机变形部分长度和撞击作用时间,与试验数据对比分析从而评价压溃力选取的合理性来展开。

1 简化模型^[1,6]

飞机撞击时,将飞机视为空心变形弹体,建筑物视为靶体。距离靶体较近的部分受到撞击不断压缩而变形甚或破碎,如图1中的黑色部分所示,远离靶体部分未受到撞击压缩,可视为刚性部分,如图1中的白色部分所示。简化的前提是:1) 模型为一维模型,可承担所有的撞击荷载,不考虑撞击荷载的位置分布情况;2) 飞机的飞行轴线与飞行轨迹重合,且与靶体垂直;3) 飞机的变形压碎部分不产生抛射物。

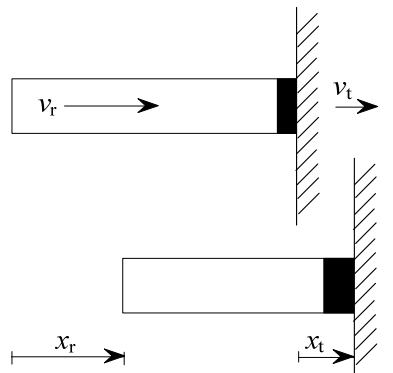


图1 变形弹体撞击示意图

Fig.1 Schematic diagram of deformed projectile impact

由此, 根据飞机撞击时受到的动量-冲量守恒定律有:

$$F(t) = \frac{d}{dt}(m_r v_r + m_c v_t) \quad (1)$$

式中: $F(t)$ 为飞机所受撞击荷载; m_r 为未变形部分(刚性部分)质量; m_c 为变形压碎部分质量; v_r 为飞机刚性部分的速度; v_t 为飞机变形压碎部分与靶体结构的速度。对式(1)展开则有:

$$F(t) = m_r \frac{dv_r}{dt} + v_r \frac{dm_r}{dt} + m_c \frac{dv_t}{dt} + v_t \frac{dm_c}{dt} \quad (2)$$

式(2)中, 右端第一项为飞机结构的瞬时压溃力, 即:

$$p_c(x(t)) = m_r \frac{dv_r}{dt} \quad (3)$$

式(3)中, $x(t)$ 为 t 时刻飞机变形部分和未变形部分

的分界点坐标, 式(2)中右端其余项分量推导如下:

$$\frac{dm_r}{dt} = -\mu(x(t))(v_r - v_t) \quad (4)$$

$$\frac{dm_c}{dt} = \mu(x(t))(v_r - v_t) \quad (5)$$

式(4)~式(5)中, $\mu(x(t))$ 为 t 时刻飞机单位长度质量, 式(3)~式(5)代入式(2), 得:

$$F(t) = p_c(x(t)) - \mu(x(t))(v_r - v_t)^2 + m_c \frac{dv_t}{dt} \quad (6)$$

如果靶体的速度很小, 可令 $v_t = 0$, 并表考虑各分量的正负号, 式(6)进一步简化为式(7), 式(7)就是飞机撞击 Riera 分析模型^[1]。通过式(7)的计算求解, 可以得到飞机撞击荷载随时间变化的曲线。

$$F(t) = p_c(x(t)) + \mu(x(t))v_r^2 \quad (7)$$

表 1 平均压溃力公式

Table 1 Average crushing force formulas

失效模式	平均压溃力公式	公式序号
极限破坏	$P_m = 2\pi R t \sigma_u$	(8)
屈服破坏	$P_m = 2\pi R t \sigma_y$	(9)
屈服/屈曲破坏 ^[2]	$P_m = \left(\frac{\sqrt{3(1-\nu^2)}}{2\pi^2 E} + \frac{1}{2\pi R t \sigma_y} \right)^{-1}$	(10)
屈曲 ^[15-16]	$P_m = 2\pi R t \sigma_y \beta_g \left[\frac{nt}{2\pi R} \left(\frac{E}{\sigma_y} \right)^{0.5} \right]^e$	(11)
轴对称屈曲 ^[17]	$P_m = 8.462 \sigma_y \sqrt{R t^3}$	(12)
轴对称渐进屈曲, 考虑有效塑性较长长度 ^[18]	$P_m = \frac{2\sigma_y (\pi t)^{3/2} \sqrt{R}}{3^{1/4} (0.86 - 0.37(t/R)^{1/2})}$	(13)
S 型轴对称渐进屈曲 ^[19]	$P_m = 1.22 \sigma_y t^{3/2} \sqrt{R}$	(14)
非轴对称渐进屈曲 ^[20-21]	$P_m = 22.87 \sigma_y \sqrt[3]{R t^5}$	(15)
非轴对称渐进屈曲, 考虑有效塑性较长长度 ^[20-21]	$P_m = 31.33 \sigma_y \sqrt[3]{R t^5}$	(16)
非轴对称渐进屈曲 ^[22]	$P_m = \sigma_y t (10.05t + 0.76R)$	(17)

2 压溃力计算

由式(7)可以看出 Riera 模型计算的撞击荷载包括压溃力和惯性力两部分, 该模型的使用首先需要确定压溃力的大小。而瞬时压溃力较难确定, 一般会选取平均压溃力来代替表示, 根据弹体的不同失效模式, 平均压溃力 P_m 的计算公式各不相同。首先将飞机机身简化为圆柱壳结构, 许多学者对圆柱壳型结构在轴向荷载作用下的平均压溃力进行了大量的研究, 其中不乏静态模型, 准静态模型, 动态模型, 提出了不少计算公式, 来估测压溃力的大

小, 具有代表性的计算公式如表 1 列举所示。需要说明的是: 所列举的计算公式, 是相关计算参数容易确定的, 参数很难确定的公式未在本文中列出。计算公式中 σ_u 为极限强度, σ_y 为屈服强度, E 为弹性模量, ν 为泊松比, t 为弹体壁厚, R 为弹体半径, β_g 、 e 为尺寸参数, n 为横截面切口和折边的数目。

撞击条件下一般需要考虑材料的应变率效应, 文献[18]按照 Cowper-Symonds 粘弹性本构给出了圆柱壳弹体的应变率效应公式为:

$$\sigma_{yd} = \sigma_y (1 + (\dot{\epsilon} / D)^{1/q}) \quad (18)$$

$$\sigma_{yd} = \sigma_y \left(1 + \left(\frac{v_o}{4RD} \right) \right)^{1/q} \tag{19}$$

式中： q 和 D 为材料参数； v_o 为弹体初始速度； σ_{yd} 为动态屈服强度。为讨论问题方便起见，以 Meppen II^[23-24] 试验和 VTT 试验为对象，主要是因为上述试验给出了弹体变形长度和撞击作用时间的相关试验结果。Meppen II 试验弹体为钢制圆柱壳，直径为 600 mm，圆柱壳帽厚度 5 mm，长度 130 mm，第一段圆柱壳厚度为 7 mm，长度为 2.5 m，第二段圆柱壳厚度为 10 mm，长度为 3 m，剩下的底座长度为 0.36 m；VTT 试验为铝合金圆柱壳，直径为

250 mm，厚度为 5 mm，长度为 1.5 m，铝合金圆柱壳后边套有长度 500 mm 长的钢制圆柱壳，直径 273 mm，厚度 5 mm。按照文献[18]对式(19) q 和 D 取值，按照参考文献[15-16]对式(11)中 β_g 、 e 、 n 参数取值，两个试验的其它计算参数如表 2 所示。由于低碳钢通常不提压缩极限强度，所以通过式(9)~式(17)、式(19)计算 Meppen II 试验中两段圆柱壳弹体的平均压溃力以及 VTT 试验铝合金圆柱壳的平均压溃力，并计算给出了最大惯性力，列于表 3。

表 2 计算参数

Table 2 Calculation parameters

试验	σ_y /MPa	ρ /(kg/m ³)	E /GPa	ν	v_o /(m/s)	q	D	β_g	e	n
Meppen II	235	7850	210	0.3	230	5	40.4	0.558	0.85	12
VTT	250	2700	70	0.33	120	4	6500			

表 3 P_m 计算值

Table 3 Results of P_m

公式 序号	Meppen II 试验					VTT 试验		
	壁厚 7 mm, P_m /kN		壁厚 10 mm, P_m /kN		最大惯性力 μv_o^2 /kN	壁厚 5 mm, P_m /kN		最大惯性力 μv_o^2 /kN
	静态	考虑应变率效应	静态	考虑应变率效应		静态	考虑应变率效应	
(9)	3099	4396	4427	6281		981	990	
(10)	2872	3952	4195	5822		856	863	
(11)	2208	2699	4271	5222		675	678	
(12)	638	905	1089	1545		264	267	
(13)	793	1125	1373	1948	5477	336	339	153
(14)	92	130	157	223		38	38	
(15)	922	1307	1670	2369		418	422	
(16)	1263	1791	2288	3245		573	578	
(17)	491	696	772	1095		182	183	

从表 3 的计算结果可以看出，上述公式的计算结果，式(9)、式(10)的计算结果比较接近，式(11)的计算结果有较大降低，式(12)、式(13)、式(15)的计算结果较接近，下降的幅度更大，主要是褶皱失效机制造成了较低的承载荷载，非轴对称屈曲比轴对称屈曲的计算结果偏高；考虑应变率效应的计算结果大于静力的结果，钢圆柱壳的变化比较明显。Meppen II 试验中大部分压溃力计算结果小于最大惯性力，而 VTT 试验中大部分压溃力的计算结果大于最大惯性力，材料性质、弹体几何参数、撞击速度的变化造成了这一结果。不同的压溃力计算公式是根据相关试验结果而提出的，具有一定的限制性，从而造成了计算结果较大的差别。从表 3 可以看出，压溃力占撞击荷载的比重也较大，如果不能

够合理选取适宜于飞机撞击条件下的压溃力公式，势必会影响 Riera 模型的使用，从而也会造成撞击荷载计算结果的很大出入。

3 变形长度和撞击作用时间

为了预测飞机变形长度和撞击作用时间，下面给出求解公式的推导过程，根据式(3)的右边项，得：

$$m_r \frac{dv_r}{dt} = (M - m_c) \frac{dv_r}{dx} \frac{dx}{dt} \tag{20}$$

在 Riera 模型中，认为靶体的速度为零，则式(20)可变为下式：

$$m_r \frac{dv_r}{dt} = (M - m_c) \frac{dv_r}{dx} v_r \tag{21}$$

把式(21)代入式(3)整理得：

$$\frac{P_c}{M - m_c} dx = v_r dv_r \quad (22)$$

式(22)进行积分并考虑初始条件得:

$$\frac{1}{2}(v_0^2 - v_r^2) = \int_0^x \frac{P_c(x)}{M - m_c(x)} dx \quad (23)$$

当撞击瞬时速度 $v_r = 0$ 时, 则式(23)变换为:

$$\frac{1}{2}v_0^2 = \int_0^{x_c} \frac{P_c(x)}{M - m_c(x)} dx \quad (24)$$

式中, x_c 为飞机变形部分长度, 当得知飞机的质量分布曲线和压溃力曲线, 则式(24)可以求得飞机变形部分长度。由式(22)整理得:

$$v_r = \sqrt{\left(v_0^2 - 2 \int_0^x \frac{P_c(x)}{M - m_c(x)} dx \right)} \quad (25)$$

式(25)代入式 $v_r = dx/dt$, 两边积分并考虑初始条件, 可得到求解撞击作用时间 T 的计算式如下式所示:

$$T = \int_0^{x_c} \left(v_0^2 - 2 \int_0^x \frac{P_c(x)}{M - m_c(x)} dx \right)^{-0.5} dx \quad (26)$$

通过式(23)、式(24)、式(26)预测 Meppen II 试验弹体的变形长度和撞击作用时间以及 VTT 试验弹体的变形长度, 与试验结果进行对比, 其中 Meppen II 试验数据公开的有 19 组试验, VTT 试验数据公开的有 2 组, 结果如图 2~图 4 所示。图 2~图 4 中的计算结果是采用平均压溃力 P_m 代换式(23)、式(24)、式(26)中的 $P_c(x)$ 而给出的, 并且考虑了应变率效应。在计算时有的公式计算的变形长度大于弹体的总长度, 不过在绘图时变形长度取的是弹体的总长度。

由图 2 的计算结果可以看出, 不同的压溃力对弹体的变形长度有很大影响, 由 Bignon 和 Riera 提出的式(10)和由 Gerard 给出的式(11)的计算结果与试验结果有较好的一致性, 预测的弹体变形长度与实际试验结果的误差控制得较好, 而其他公式的计算结果与试验结果差别很大。分析其主要原因, 笔者认为, 圆柱壳弹体达到屈曲时, 壳体仍具有一定的承载能力, 从而使得壳体达到最终承载能力时, 大部分壳体中的应力超过了材料的弹性极限。其次, 式(10)~式(11)在保证预测弹体变形长度准确度的前提下, 计算所得的撞击作用时间与实际测试结果比较吻合, 如图 3 所示。从图 4 的 VTT 试验中预测弹体的变形长度与试验结果对比分析可以看出, 式(10)~式(11)的计算结果与试验结果有较好的

一致性。上述两个不同试验的计算结果与试验结果的一致程度可以看出式(10)~式(11)更加适宜于飞机撞击条件下, Riera 模型中压溃力的计算, 不过计算结果仍存在一定程度的误差, 可在后续的研究中进一步改进。另外, 从图 3~图 4 不难看出, 不同的压溃力计算公式会对预测弹体变形长度和撞击作用时间造成不同程度的影响, 有的与试验结果比较符合, 有的偏离了实际情况, 所以 Riera 模型中, 平均压溃力公式选取的是否合理, 会对模型使用的合理性造成较大影响。

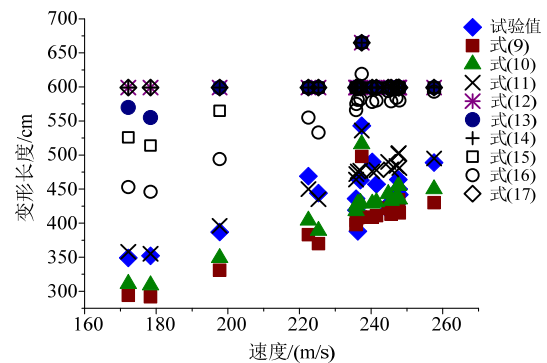


图2 Meppen II试验弹体变形长度对比

Fig.2 Projectile deformed length comparison of Meppen II tests

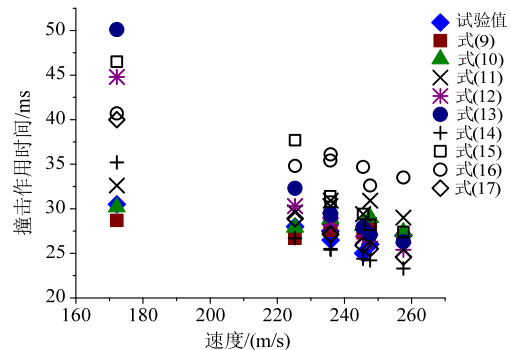


图3 Meppen II 试验撞击作用时间对比

Fig.3 Impact time comparison of Meppen II tests

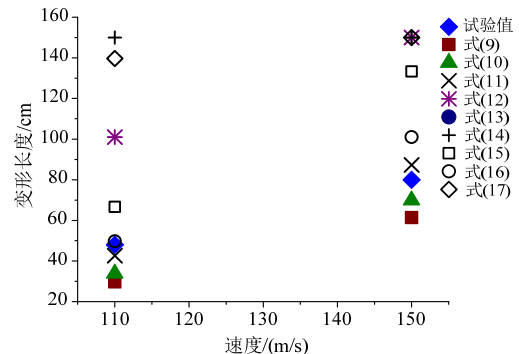


图4 VTT 试验弹体变形长度对比

Fig.4 Projectile deformed length comparison of VTT tests

4 压溃力对撞击荷载曲线的影响

一般地, Riera 模型的应用最主要的目的是给出撞击荷载曲线(总荷载), 从而为结构的设计或安全评估提供合理的撞击荷载。正如前面所述, 撞击荷载包括两部分, 压溃力和惯性力, 如果压溃力与惯性力在一个数量级上, 或者比惯性力大得多, 那么压溃力的变化会对撞击荷载的影响较大, 如果压溃力比惯性力小很多, 那么压溃力的变化对撞击荷载变化的贡献就会较小。对于 Meppen II 和 VTT 试验, 前面表 2 给出了各公式的平均压溃力计算值与惯性力最大值, 平均压溃力和惯性力在一个量级上。

图 5 给出了 Meppen II 试验中不同压溃力对撞击荷载的影响情况, 初速度 v_0 取 230 m/s, 弹体质量 1000 kg, 考虑应变率效应, 图 6 给出了 VTT 试验中不同压溃力对撞击荷载的影响情况, 弹体质量 50.1 kg, 考虑应变率效应, 考虑飞机撞击时一般为低速状态, 初速度 v_0 分别取 120 m/s(图 6(a))和 100 m/s(图 6(b))。从图 5、图 6 可以看出, 压溃力的变化对撞击荷载的影响还是比较大的。所以应该合理选取飞机撞击条件下 Riera 模型压溃力的确定公式。

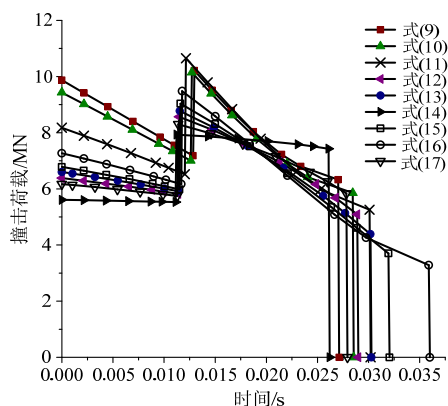
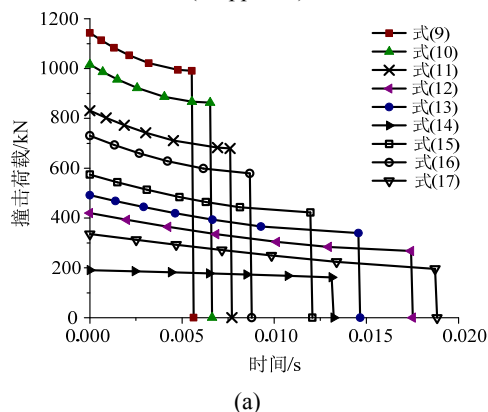
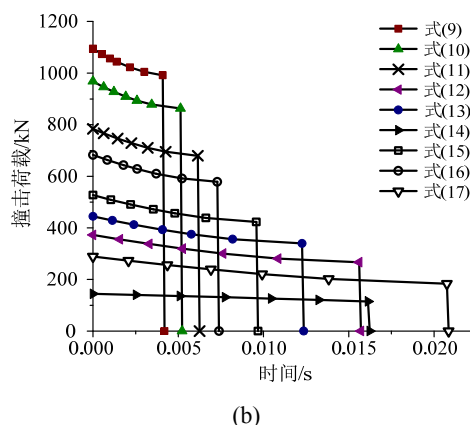


图5 不同压溃力对撞击荷载曲线的影响(Meppen II)

Fig.5 The influence of crushing force on impact load curve (Meppen II)



(a)



(b)

图6 不同压溃力对撞击荷载曲线的影响(VTT)

Fig.6 The influence of crushing force on impact load curve (VTT)

5 结论

Riera 提出的飞机撞击荷载计算模型是一种比较实用的简化模型, 确定该模型的压溃力是使用该模型首先需要解决的问题。对比分析了现有几种平均压溃力公式, 计算结果存在较大差别; 以 Meppen II 试验和 VTT 试验预测弹体的变形长度和撞击作用时间, 不同压溃力对预测结果影响较大; 飞机撞击核电站等构筑物时一般为低速飞行, 压溃力相对惯性力不能被忽略, 其对撞击荷载曲线的影响较大。从对比分析的结果来看, 文中的式(10)~式(11)所得的结果更接近于实际情况, 可建议作为平均压溃力的近似求解公式加以直接或修正使用。

参考文献:

- [1] Riera J D. On the stress analysis of structures subjected to aircraft impact forces [J]. Nuclear Engineering and Design, 1968, 8(4): 415—426.
- [2] Bignon P G, Riera J D. Verification of methods of analysis for soft missile Impact problems [J]. Nuclear Engineering and Design, 1980, 60(3): 311—326.
- [3] Hornyik K. Analytic modeling of the impact of soft missiles on protective walls [C]. San Francisco: The 4th International Conference on Structural Mechanics in Reactor Technology, 1977(J7/3): 1—12.
- [4] Bahar L Y, Rice J S. Simplified derivation of the reaction-time history in aircraft impact on a nuclear power plant [J]. Nuclear Engineering and Design, 1978, 49(3): 263—268.
- [5] Wolf J P, Bucher, K M, Skrikerud P E. Response of equipment to aircraft impact [J]. Nuclear Engineering and Design, 1978, 47(1): 169—193.
- [6] Abbas H, Paul D K, Godbole P N, et al. Soft missile impact on rigid targets [J]. International Journal of Impact Engineering, 1995, 16(5/6): 727—737.

- [7] Arros J, Doumbalski N. Analysis of aircraft impact to concrete structures [J]. *Nuclear Engineering and Design* 2007, 237(12/13): 1241—1249.
- [8] Daudeville L, Malécot Y. Concrete structures under impact [J]. *European Journal of Environmental and Civil Engineering*, 2011, 15(Suppl 1): 101—140.
- [9] 王远功. 飞射物对钢筋砼板碰撞的局部破坏及其设计评价公式[J]. *核科学与工程*, 1994, 14(3): 203—212.
Wang Yuangong. The local damage and the design evaluation formulas of reinforced-concrete plates subjected to the impact of projectiles [J]. *Chinese Journal of Nuclear Science and Engineering*, 1994, 14(3): 203—212. (in Chinese)
- [10] Sugano T, Tsubota H, Kasai Y, et al. Full-scale aircraft impact test for evaluation of impact force [J]. *Nuclear Engineering and Design*, 1993, 140(3): 373—385.
- [11] Sugano T, Tsubota H, Kasai Y, et al. Local damage to reinforced concrete structures caused by impact of aircraft engine missiles Part 1. Test program, method and results [J]. *Nuclear Engineering and Design*, 1993, 140(3): 387—405.
- [12] Sugano T, Tsubota H, Kasai Y, et al. Local damage to reinforced concrete structures caused by impact of aircraft engine missiles Part 2. Evaluation of test results [J]. *Nuclear Engineering and Design*, 1993, 140(3): 407—423.
- [13] Lee K, Han S E, Hong J W. Analysis of impact of large commercial aircraft on a prestressed containment building [J]. *Nuclear Engineering and Design*, 2013, 265: 431—449.
- [14] Thai D K, Kim S E, Lee H K. Effects of reinforcement ratio and arrangement on the structural behavior of a nuclear building under aircraft impact [J]. *Nuclear Engineering and Design*, 2014, 276: 228—240.
- [15] Gerard G. The crippling strength of compression elements [J]. *Journal of the Aerospace Science*, 1958, 25(1): 37—52.
- [16] Megson T H G. Aircraft structures for engineering students [M]. 4th ed. Oxford: Butterworth-Heinemann Press, 2007: 303—320.
- [17] Alexander J M. An approximate analysis of the collapse of thin cylindrical shells under axial loading [J]. *The Quarterly Journal of Mechanics and Applied Mathematics*, 1960, 13(1): 10—15.
- [18] Jones N. Structural impact [M]. England: Cambridge University Press, 1989: 385—400.
- [19] Wierzbicki T, Bhat S U, Abramowicz W, et al. Alexander revisited—a two folding elements model of progressive crushing of tubes [J]. *International Journal of Solids and Structures*, 1992, 29(24): 3269—3288.
- [20] Abramowicz W, Jones N. Dynamic axial crushing of circular tubes [J]. *International Journal of Impact Engineering*, 1984, 2(3): 263—281.
- [21] Jones N, Abramowicz W. Static and dynamic axial crushing of circular and square tubes [C]. Reid S R. *Metal Forming and Impact Mechanics*. New York: Pergamon Press, 1985: 225—247.
- [22] Pugsley A, Macaulay M. The large-scale crumpling of thin cylindrical columns [J]. *The Quarterly Journal of Mechanics & Applied Mathematics*, 1960, 13(1): 1—9.
- [23] Nachtsheim W, Stangenberg F. Selected results of Meppen slab tests—state of interpretation, comparison with computational investigations [C]. Chicago: The 7th International Conference on Structural Mechanics in Reactor Technology, 1983(J8/1): 379—386.
- [24] Rüdiger E, Riech H. Experimental and theoretical investigations on the impact of deformable missiles onto reinforced concrete slabs [C]. Chicago: The 7th International Conference on Structural Mechanics in Reactor Technology, 1983(J8/3): 387—394.