

爆炸冲击载荷下航空铝合金平板 动态响应数值分析方法*

解江, 李翰, 周书婷, 郑金国, 冯振宇

(中国民航大学 天津市民用航空器适航与维修重点实验室, 天津 300300)

摘要: 为得到适用于爆炸冲击载荷下航空铝合金平板动态响应的数值分析方法,采用 LS-DYNA 显式动力学分析软件对爆炸冲击载荷下的铝合金平板进行数值仿真计算.主要研究了不同的任意 Lagrange-Euler(拉格朗日-欧拉)网格(ALE)输运步算法、流固耦合方式、流固耦合点数量、网格尺寸、有限元单元类型对计算结果的影响.通过计算结果与实验结果的分析对比,表明采用 van Leer+HIS 输运步算法、罚函数耦合方式、在流体网格与结构网格之间采用 3 个耦合点、结构网格尺寸与空气域网格尺寸比例设为 2:1、结构单元采用 163 号壳单元时可以较为准确地计算航空铝合金平板在爆炸冲击载荷下的动态响应,并且能提高计算效率,节约计算时间.

关键词: 爆炸; 数值仿真; 任意 Lagrange-Euler 法; 铝合金平板; 流固耦合

中图分类号: O389; TG113

文献标志码: A

doi: 10.21656/1000-0887.370252

引言

恐怖袭击一直严重威胁民用航空的飞行安全.在历次针对民用航空的恐怖袭击事件中,使用简易炸弹装置是恐怖分子经常选用的袭击方式.炸弹装置在飞机内部爆炸造成机身解体,从而造成灾难性事故.如何保证机身受到内爆冲击载荷下的结构完整性,成为研究人员关心的问题.早在 20 世纪六七十年代,国外一些研究人员就对特定机型展开了研究,限于当时的条件,研究人员采取的是工程计算分析方法,即首先根据超压公式计算爆炸超压值,然后用等效静压方法研究结构的损伤情况^[1-4].爆炸冲击是动态加载过程,因此利用等效静压方法并不能真实地模拟出结构的损伤情况,而采用实验方法成本过高.数值仿真软件的应用越来越广泛,为研究人员研究内爆载荷下的机身结构动态响应情况提供了一种新的研究方式.爆炸与冲击问题是高速、高温、高压等极端条件下的瞬态动力学问题,常常涉及到材料的大变形、多种物质界面处理及各种强间断的处理,对爆炸与冲击问题的数值模拟比通常的流体力学问题、空气动力学问题及结构动力学问题要复杂得多^[5-8].

目前有多种商用软件可用来进行爆炸冲击方面的仿真计算,其中 LS-DYNA 显式动力学分析软件,广泛应用于爆炸冲击数值仿真中.为提高计算精度,国内众多学者对模拟过程中如何设置算法参数进行了专门的研究.例如,北京工业大学石磊等^[9]对爆炸冲击波计算中炸药网格的划分方法进行了研究,通过与常用经验公式的比较,研究了不同网格尺寸对爆炸空气冲击波

* 收稿日期: 2016-08-17; 修订日期: 2016-10-11

基金项目: 民航局安全能力建设项目(AADSA0019)

作者简介: 解江(1982—),男,讲师,博士(通讯作者. E-mail: xiejjiang5@126.com).

峰值的影响;卢红琴等^[10]分析了空气域网格密度对计算结果的影响,定义炸药边长与单元边长之比为网格密度,研究表明为确保数值模拟的精度,网格密度取值不得低于2;姚宝成等^[11]对空气中TNT炸药爆炸数值模拟的影响因素进行了分析,讨论了空气网格密度和无反射边界条件对计算结果的影响。

以上文献对爆炸冲击问题的研究主要集中于空气自由场,采用数值仿真方法进行研究时,主要关注爆炸场中冲击波的传播以及超压分布问题,对机身内爆问题的研究,则关注机身结构在爆炸冲击载荷下的损伤情况,在对该问题采用LS-DYNA进行仿真计算时,除了要保证爆炸冲击载荷计算的准确性,还要保证冲击载荷能够准确地与结构进行相互作用,即保证流固耦合计算的精度,但以上文献中对数值仿真计算的研究,仅局限于对网格密度以及边界条件的研究,对流固耦合算法没有进行明确的研究,而流固耦合算法和结构模型的建立对计算结果的影响很大,进行流固耦合计算过程中,流体网格参数、结构网格参数以及流固耦合算法都会对计算精度产生影响。

本文基于文献[12]中航空铝合金平板爆炸实验模型及数据,采用LS-DYNA软件,对航空铝合金平板仿真计算中ALE网格的输运步算法、流固耦合方式、耦合点数目、结构单元类型、单元尺寸进行研究,通过与实验数据进行对比分析,得到适用于爆炸冲击载荷下铝合金平板数值仿真计算的流体网格参数、流固耦合算法、结构网格参数,以期为今后进行机身内爆数值仿真计算提供参考。

1 计算理论

1.1 ALE 方法理论

LS-DYNA进行爆炸冲击下的结构响应计算时,炸药和空气等流体采用ALE网格。

ALE的控制方程包括以下几个方程:

质量守恒方程

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \rho \frac{\partial v_i}{\partial x_i} + w_i \frac{\partial \rho}{\partial x_i} = 0; \quad (1)$$

动量守恒方程

$$\rho \frac{\partial v_i}{\partial t_i} + \rho w_i \frac{\partial v_i}{\partial x_j} = \frac{\sigma_{ji}}{\partial x_j} + \rho b_i; \quad (2)$$

能量守恒方程

$$\rho \frac{\partial e}{\partial t} + \rho w_i \frac{\partial e}{\partial x_j} = \partial_{ji} v_{ij} + \rho b_i v_i, \quad (3)$$

其中 ρ 为物质密度, w 为网格迁移速度, σ_{ji} 为Cauchy(柯西)应力张量, b_i 为单位质量的体积力, e 为质量比内能。

ALE网格进行计算时,先执行一个或者几个Lagrange时步计算,此时,单元网格随材料流动而产生变形,然后执行ALE时步计算,即保持变形后的物体边界条件,对内部单元进行重分网格,网格的拓扑关系保持不变,将变形网格中的单元变量(密度、能量、应力张量等)和节点速度矢量输送到重分后的新网格中,称为输运步,输运步是按照质量、动量及能量守恒的原则,在Lagrange步基础上进行质量、动量及能量的重新分配,目前LS-DYNA中主要有两种输运步算法,分别为donor cell+HIS和van Leer+HIS^[13-14],Donor cell+HIS算法假设在一个网格内的历史变量 ϕ 是恒定的:

$$\phi_{j+1/2}^{n+1} = \phi_{j+1/2}^n + \frac{\Delta t}{\Delta x}(f_j^\phi - f_{j+1}^\phi), \quad (4)$$

$$f_j^\phi = \frac{a_j}{2}(\phi_{j-1/2}^n - \phi_{j+1/2}^n) + \frac{|a_j|}{2}(\phi_{j-1/2}^n - \phi_{j+1/2}^n), \quad (5)$$

其中 ϕ_j^n 为节点 j 在时间点 n 时的历史变量, $\phi_{j+1/2}^n$ 表示半网格节点在时间点 n 的历史变量, $\phi_{j+1/2}^{n+1}$ 为半网格节点在时间点 $n+1$ 的历史变量, a_j 为接触间断速度。

Van Leer+HIS 以高阶的插值函数代替 donor cell+HIS 中的分段函数:

$$\phi_{j+1/2}^n = \int_{x_j}^{x_{j+1}} \phi_{j+1/2}^n(x) dx. \quad (6)$$

1.2 流固耦合算法

炸药与空气域共节点, 空气域与平板之间采用流固耦合方法进行相互作用. 计算过程则通过一定的约束方法将结构和流体耦合在一起, 以实现力学参量的传递^[14-16]. 常用的流固耦合约束方法为: 约束加速度和速度法以及罚函数约束法。

约束加速度、速度的耦合方式是将结构节点的动量分配给流体单元的节点:

$$M_i^f = M_i^f + h_i \cdot M_s. \quad (7)$$

计算新的流体节点速度:

$$V_i^f = \frac{M_i^f}{m_i^f}. \quad (8)$$

约束结构节点的速度:

$$v_s = \sum_{i,8} h_i v_i^f. \quad (9)$$

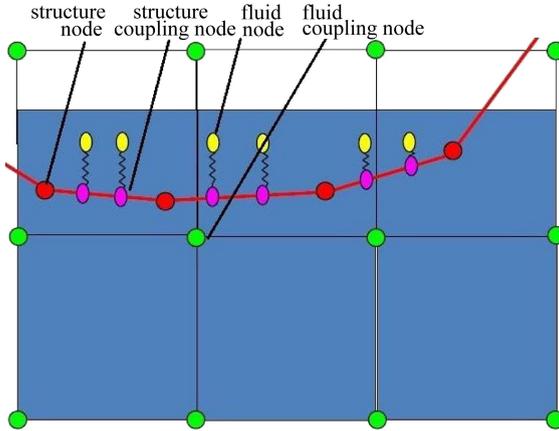


图 1 流固耦合示意图

Fig. 1 Schematic of the fluid-structure interaction

罚函数耦合系数追踪 Lagrange 节点 (即从物) 和 Euler 流体 (主从物) 物质位置间的相对位移 d . 检查每一个从节点对主物质表面的贯穿, 如果节点不出现贯穿, 就不进行任何操作; 如果发生从节点对主物质表面的贯穿, 界面力 F 就会分布在 Euler 流体的节点上. 界面力的大小与发生的贯穿量成正比:

$$F = k_i d, \quad (10)$$

其中 k_i 表示基于主从节点质量模型特性的刚度系数. 由于每一个时间积分步上, 都要对等式中的界面力 F 进行求解, 所以可以认为 F 是等式的一个外部力. 因此, 每一时间步积分上都可以

对总节点进行求解。

进行流固耦合计算时,在流体单元与固体单元之间插入耦合点,流体和固体之间通过耦合点进行相互作用的传递,如图 1 所示。

2 模型及材料参数设置

2.1 模型尺寸

文献[12]的实验模型如图 2 所示,平板材料采用航空工业常用的 2024-T3 铝合金,利用钢板和螺栓固定于支架上,平板总尺寸为 80 cm×80 cm,除去钢板包裹的部分,剩余平板的尺寸为 60 cm×60 cm。炸药位于铝合金平板中心前方 20 cm 处。

2.2 有限元模型建模

根据图 2,建立实验考察部分的铝合金平板的有限元模型时,只对钢板包裹之外的部分建模,模型的尺寸为 60 cm×60 cm,为了提高计算效率,利用模型的对称性对有限元模型进行简化,建立平板的四分之一模型,对称边采用对称边界条件,其余边采用全自由度位移约束。

炸药和空气域建立八分之一模型,空气域为长方体,空气域的尺寸为 40 cm×40 cm×40 cm。根据文献[9],空气域网格尺寸采用 0.5 cm 可以满足计算精度。位于中心的炸药,对称面采用对称边界条件。空气域对称面采用对称边界条件,3 个外表面采用无反射边界条件。炸药与空气共节点连接。

2.3 平板结构

平板采用 2024-T3 铝合金,其材料参数见表 1。

爆炸冲击中涉及到材料的高应变率。本文中采用的是 LS-DYNA 中的 18 号材料,*mat_power_law_plasticity^[13]。该材料模型提供了包含各向同性硬化的弹塑性材料特性。屈服应力 σ_y 是塑性应变的一个函数,遵循方程

$$\sigma_y = k\varepsilon^n = k(\varepsilon_{yp} + \bar{\varepsilon}^p)^n, \quad (11)$$

其中 ε_{yp} 是到达屈服的弹性应变, $\bar{\varepsilon}^p$ 是有效塑性应变。

采用 *mat_add_erosion^[11] 定义其失效,采用最大失效应变准则。

表 1 2024-T3 材料参数

Table 1 Material parameters of 2024-T3

| parameter | value |
|--|-------|
| mass density $\rho / (\text{g}/\text{cm}^3)$ | 2 923 |
| Young's modulus E / GPa | 68.7 |
| strength coefficient K / GPa | 0.69 |
| hardening exponent N | 0.16 |
| initial yield stress σ_y | 340 |
| failure strain ε | 0.2 |

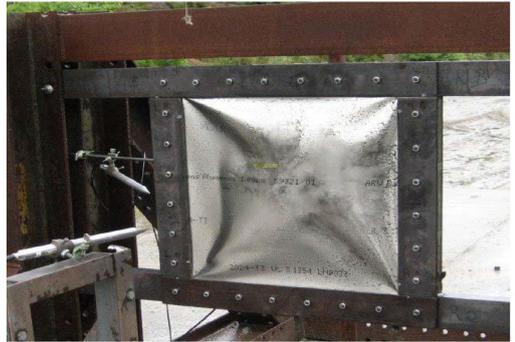


图 2 实验模型

Fig. 2 The experimental model

2.4 炸药

* mat high explosive burn^[13]:该关键字用于模拟炸药的爆轰,需要定义参数有密度、爆速与 C-J 爆轰压力等.参数值见表 2.

表 2 炸药参数

Table 2 Explosive parameters

| density $\rho_0 / (\text{g}/\text{cm}^3)$ | detonation velocity $D / (\text{cm}/\mu\text{s})$ | Chapman-Jouget pressure $P_{\text{CJ}} / \text{GPa}$ |
|---|---|--|
| 1.601 | 0.819 3 | 28 |

炸药爆轰产物的状态方程常采用 JWL 方程.* eos_jwl, 此状态方程通常用于描述高能炸药及爆轰产物,其形式为

$$P = A \left(1 - \frac{\omega}{R_1 V} \right) e^{-R_1 V} + B \left(1 - \frac{\omega}{R_2 V} \right) e^{-R_2 V} + \frac{\omega e}{V}, \quad (12)$$

其中,参数 A, B, R_1, R_2 为表征炸药特性的常数, e 为单位体积内能, e_0 为初始单位体积内能, V 为相对体积, V_0 为初始相对体积.在计算中需给出初始单位体积内能 e_0 和初始相对体积 V_0 .

该状态方程能够很好地描述高能炸药,这是因为它在涉及结构加速度的应用中可以确定炸药的爆轰压力.参数值见表 3.

表 3 JWL 方程参数

Table 3 JWL parameters

| density $\rho_0 / (\text{g}/\text{cm}^3)$ | A / GPa | B / GPa | R_1 | R_2 | ω |
|---|------------------|------------------|-------|-------|----------|
| 1.601 | 609.97 | 12.95 | 4.5 | 1.4 | 0.25 |

2.5 空气

在 LS-DYNA 中采用 9 号材料 * mat_null^[13] 描述空气.该材料模型所需的参数是空气的密度,本文中空气密度取 $1.29 \times 10^{-3} \text{ g}/\text{cm}^3$.使用该材料模型需要另外使用状态方程,针对空气,状态方程一般选用多线性多项式状态方程.

压力由下式定义:

$$P = C_0 + C_1 \mu + C_2 \mu^2 + C_3 \mu^3 + (C_4 + C_5 \mu + C_6 \mu^2) e, \quad (13)$$

$$\mu = \frac{1}{V} - 1, \quad (14)$$

其中, P 为爆轰压力, e 为单位体积内能, e_0 为初始单位体积内能, V 为相对体积, 初始相对体积为 V_0 , 计算中需要给出 e_0 和 V_0 的参数值, $C_0, C_1, C_2, C_3, C_4, C_5, C_6$ 为多项式系数.参数值见表 4.

表 4 空气状态方程参数

Table 4 Air state equation parameters

| C_0 | C_1 | C_2 | C_3 | C_4 | C_5 | C_6 | e_0 | V_0 |
|-------|-------|-------|-------|-------|-------|-------|--------|-------|
| 0.0 | 0.0 | 0.0 | 0.0 | 0.4 | 0.4 | 0.0 | 2.5E-6 | 1.0 |

3 数值仿真影响因素分析

3.1 输运步算法对计算结果的影响

为判别两种输运步算法 van Leer+HIS 算法和 donor cell+HIS 算法对计算结果的影响,针对所建立的有限元模型,在保持其他条件相同的情况下,分别采用两种输运步算法进行了计算.将两种算法下的平板中心位移值进行对比并与实验值进行对比.计算值与实验值见表 5,两种输运步算法下的平板中心位移曲线见图 3.

表5 两种输运步计算值

Table 5 The calculated values under 2 kinds of advection steps

| advection method | calculated value d_c /cm | experimental value d_c /cm | percentage δ /% | calculation time T /h |
|------------------|----------------------------|------------------------------|------------------------|-------------------------|
| donor cell+HIS | 7.54 | 9.1 | 17.5 | 9.6 |
| van Leer+HIS | 8.72 | 9.1 | 5.4 | 18.5 |

由图3中的时间位移曲线可看出,在0~1.25 ms 的范围内,采用 van Leer+HIS 算法和 donor cell +HIS 算法计算下的平板结构中心位移增长趋势相同,都呈线性增长,在 1.25 ms 时位移都达到最大值,但前者计算所得的位移最大值要高于后者。这是由于采用 van Leer+HIS 算法时,ALE 网格之间进行历史变量输运时,耗损较少,最后作用于结构上的载荷较大,使得结构的变形较大。

到达峰值之后,两种输运步算法下的位移曲线都有一定程度的起伏,这是由于爆炸冲击波与结构进行相互作用时采用 van Leer+HIS 算法的变化程度较小,在 5 ms 之后曲线已经趋于平稳,此时平板的变形已经达到稳态。采用 donor cell+HIS 算法下得到位移变化较大,在达到峰值之后,平板中心位移又有不同程度的降低和增长,且变化范围较 van Leer+HIS 算法大,在 5 ms 之后曲线依然有不同程度的波动。

采用 van Leer+HIS 算法结构变形的最大值要高于采用 donor cell+HIS 算法的计算值,并且采用前者计算时结构的最终变形值要高于采用后者的变形值。由此可知,ALE 网格采用 van Leer+HIS 计算时,能量的损耗较小,可以更加准确地输运网格参数。根据表5中仿真计算与实验值的对比可以得到,采用 van Leer+HIS 算法时的计算结果更接近于实验值。

3.2 耦合方式以及耦合点数目对计算结果的影响

为研究耦合方式以及耦合点数目对计算结果的影响,分别用罚函数和约束加速度、速度耦合方式对平板爆炸进行仿真计算,并针对罚函数耦合方式进行了不同耦合点数目的计算。将两种耦合方式以及不同耦合点数目下计算所得的平板中心位移值与实验值进行对比。平板中心位移计算值与实验值见表6和表7。计算所得的平板中心位移曲线见图4和图5。

表6 不同耦合方式下计算结果

Table 6 The calculated values under different coupling modes

| coupling type | calculated value d_c /cm | experimental value d_c /cm | percentage δ /% | calculation time T /h |
|---------------|----------------------------|------------------------------|------------------------|-------------------------|
| constrained | 7.1 | 9.1 | 22 | 17.5 |
| penalty | 8.72 | 9.1 | 5.4 | 18.5 |

表7 不同耦合点下的计算结果

Table 7 The calculation results under different numbers of coupling points

| coupling points N | calculated value d_c /cm | experimental value d_c /cm | percentage δ /% | calculation time T /h |
|---------------------|----------------------------|------------------------------|------------------------|-------------------------|
| 3 | 8.72 | 9.1 | 5.4 | 19.2 |
| 4 | 8.72 | 9.1 | 5.4 | 20.6 |
| 5 | 8.72 | 9.1 | 5.4 | 25.26 |

从图4中可以看出,在0~1.25 ms 内,两种耦合方式下结构变形的趋势是相同的,平板结

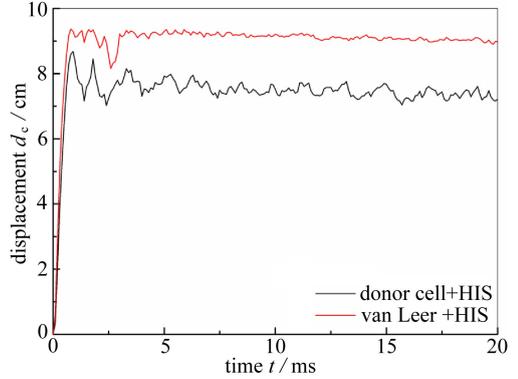


图3 两种输运步算法下的平板中心位移

Fig. 3 The central displacements of the plate under 2 kinds of advection steps

构中心位移线性增长,在 1.25 ms 时变形达到最大值.但是采用罚函数耦合方式计算所得的位移最大值要高于约束加速度、速度耦合方式计算所得的最大值.由此可见,不同的耦合方式对结构的动态响应影响较大,但是对两种耦合方式下结构的响应时间是相同的.因此,耦合方式会影响到爆炸冲击载荷对结构的作用值,但是不会影响到对结构的作用时间.

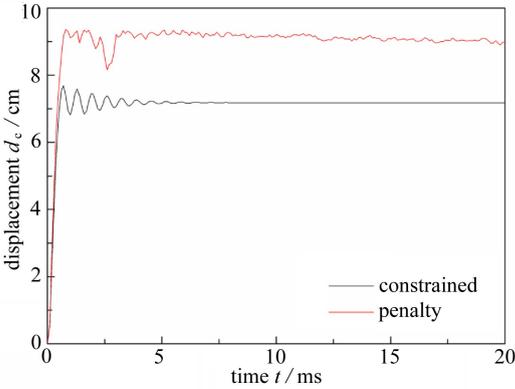


图 4 不同耦合方式下平板中心位移

Fig. 4 The central displacements of the plate under different coupling modes

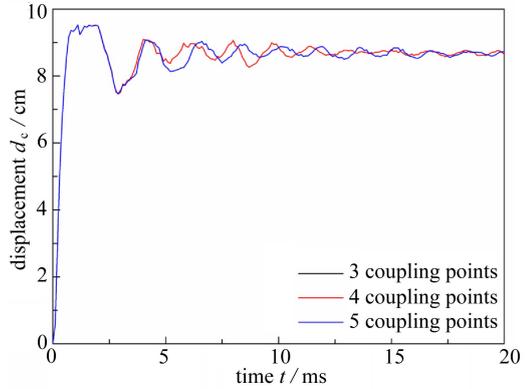


图 5 不同数目的耦合点下的平板中心位移

Fig. 5 The central displacements of the plate under different numbers of coupling points

结构位移达到最大值之后,位移曲线会有一定程度的波动.由图 4 可以看出,采用约束加速度、速度的耦合方式计算时,位移曲线围绕着某一个值上下波动较为均匀;而采用罚函数耦合方式计算时,位移曲线的波动不规则.由此可以看出,约束加速度、速度的耦合方式下,对爆炸冲击载荷的传递较为均匀,但是对载荷的损耗较大;罚函数耦合方式下,对爆炸冲击载荷的传递更为准确,能够将载荷的变化较为准确地反映在结构的变形上,能够准确地反映流固耦合过程中反射波与结构的相互作用.

其后,平板在一段时间内呈震荡状态.采用罚函数耦合方式时,平板结构震荡时间较长,而约束加速度、速度的耦合方式下,平板结构在 5 ms 时即达到稳态.根据表 6,两种耦合方式计算结果相差很大,采用罚函数耦合方式进行计算时的结构中心位移的最大值要比采用约束加速度、速度耦合方式进行计算时的值高 25% 左右,最终位移值高出 20% 左右,罚函数耦合方式计算的结果更加接近于实验值.因此,进行爆炸冲击数值仿真计算时,流固耦合过程中采用罚函数的耦合方式更能真实地反映平板在爆炸冲击载荷下的变形情况.

由图 5 可以看出,采用不同的耦合点进行计算时,在 0~3 ms 左右的时间里,3 个耦合点与 4 个耦合点下的位移变化曲线基本重合,而 5 个耦合点下的计算结果与前两者差异较大,主要是耦合点数目较多的位移曲线上的波动较为剧烈.造成这种现象的原因可能是:在流固耦合初始阶段,爆炸冲击载荷很大,耦合点数目对冲击载荷传递的影响很小,因此 3 条曲线完全相同.而后,冲击载荷逐渐减小,耦合点数目对载荷传递的影响变大,导致曲线上的变化较为明显.由表 7 中仿真结果与实验结果对比,进行计算时,将耦合点数目设为 3 即可满足计算需求.

3.3 平板结构网格尺寸对计算精度的影响

在研究爆炸载荷作用下的结构响应问题时,仿真结果不单取决于载荷的特征,更取决于目标模型的建立方法.如果模型结构的网格划分尺寸较大,在数值计算时网格节点之间间隙较大,导致应力在网格之间传递细节缺失,最终累积误差会使得结构变形有较大不同.理论上网格尺寸越小,计算精度越高,但是网格尺寸的减小势必会延长计算时间.因此,在平板爆炸冲击

数值仿真中如何选取合适的网格尺寸是一项重要的工作.依据文献[7]中的结论,空气域网格采用 0.5 cm 即可满足计算精度.本文主要讨论的是平板结构的网格尺寸对结构动态响应的影响.针对 100 g TNT 工况,对平板的有限元模型单元网格分别采用了 0.125, 0.25, 0.5, 1, 1.5, 2 cm 共 6 种尺寸,分别计算了结构的位移.计算结果如图 6 和表 8 所示.

表 8 不同结构网格尺寸的计算结果

Table 8 The calculated values of the plate under different structure mesh sizes

| mesh size c / cm | calculated value d_c / cm | experimental value d_e / cm | percentage δ / % | calculation time T / h |
|--------------------|-----------------------------|-------------------------------|-------------------------|--------------------------|
| 0.125 | 8.90 | 9.1 | 2.2 | 69.5 |
| 0.25 | 8.87 | 9.1 | 2.5 | 35.5 |
| 0.5 | 8.75 | 9.1 | 4.4 | 18.5 |
| 1 | 8.72 | 9.1 | 5.4 | 9.5 |
| 1.5 | 8.31 | 9.1 | 8.7 | 7.2 |
| 2 | 8.12 | 9.1 | 10.76 | 4.8 |

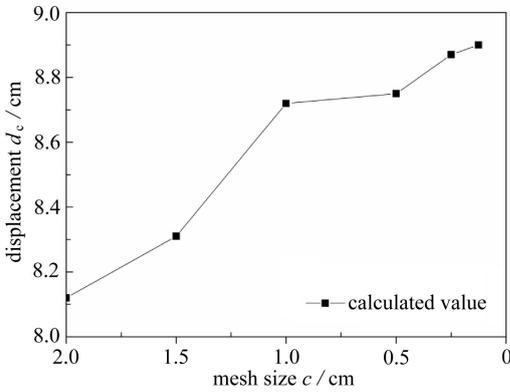


图 6 不同结构网格尺寸的平板中心位移

Fig. 6 The central displacements of the plate under different structure mesh sizes

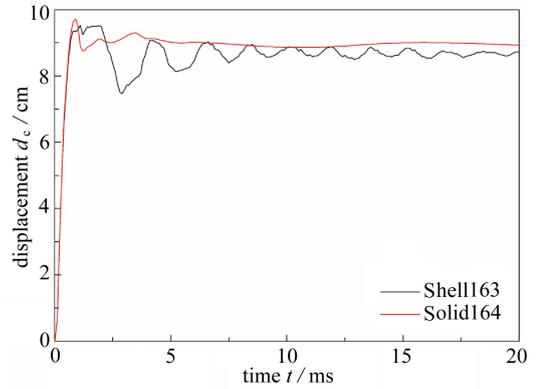


图 7 不同单元类型下的平板中心位移

Fig. 7 The central displacements of the plate under different kinds of elements

分析表 8 可以看出,单元尺寸越小,计算值越接近于实验值,计算结果越精确,但是随着单元尺寸的减小,计算时间呈倍数增加.位移值在 0.25, 0.5, 1 cm 3 种网格尺寸间的变化量较小,当网格尺寸由 1 cm 变化到 1.5 cm 时,位移的变化较大.在 1.5, 2 cm 之间的变化也比较小.图 6 给出了结构网格尺寸的变化带来的结构中心位移的变化.根据图中所示,随着单元尺寸的减小,结构中心位移越来越大最终接近于收敛.

综合表 8 和图 6 中的数据,结构网格单元尺寸采用 1 cm 时,即可满足计算精度,同时也能提高计算效率.

3.4 平板单元类型对计算精度的影响

如 3.3 小节所述,在研究爆炸载荷作用下的结构响应问题时,仿真结果不单取决于载荷的特征,更取决于目标模型的建立方法.模型的单元类型是影响计算结果的重要因素之一.在有限元计算中,体单元通常被认为具有较高的计算精度,但是在相同的网格尺寸下,体单元相较于其他单元需要更长的计算时间.针对薄壁结构,可以采用壳单元进行计算,也可以采用体单元进行计算.为了研究壳单元在平板爆炸冲击仿真计算中与体单元的计算精度差异.本文主要采用了 Shell163 薄壳单元和 Solid164 单元对平板进行仿真计算.

Shell163 是一个 4 节点的空间薄壳单元,有弯曲和膜特征,可加平面和法向载荷.单元在每

个节点上有 12 个自由度,即 $UX, UY, UZ, VX, VY, VZ, AX, AY, AZ, ROTX, ROTY, ROTZ$, 其中只有节点的位移(UX, UY, UZ)以及转动($ROTX, ROTY, ROTZ$)是实际的物理自由度, VX, VY, VZ 和 AX, AY, AZ 为节点速度和加速度,以自由度的形式存储以备后处理,但它们实际上并不是物理意义上的自由度.该单元具有足够的自由度,可用于曲板和壳体的计算.

Solid164 单元适用于三维显式结构实体单元,由 8 节点构成,每个节点具有 9 个自由度,即 $UX, UY, UZ, VX, VY, VZ, AX, AY, AZ$,但只有位移(UX, UY, UZ)是实际意义上的物理自由度^[12].

对采用两种单元的平板结构中心位移进行了计算比较.计算值与实验值见表 9,计算所得的平板位移曲线见图 7.

表 9 不同单元类型计算结果对比

Table 9 The central displacements of the plate under different kinds of elements

| element type | calculated value d_c /cm | experimental value d_c /cm | percentage δ /% | calculation time T /h |
|--------------|----------------------------|------------------------------|------------------------|-------------------------|
| Shell163 | 8.69 | 9.1 | 5.4 | 18.3 |
| Solid164 | 9.0 | 9.1 | 1.1 | 125.5 |

从图 7 的曲线对比可以看出,采用体单元和壳单元进行计算时,在 0~1.25 ms 内,结构变形趋势是相同的,在 1.25 ms 时,结构位移达到最大值,采用体单元进行计算时的最大值要高于壳单元计算值,但是两者差值很小.并且两种单元下结构位移达到最大值的时间是相同的,说明单元类型不会影响到流固耦合的时间.

达到最大值以后,两条曲线的变化规律出现了差别,主要体现在壳单元波动较大,而体单元的波动较小,尤其是在 5 ms 以后,采用体单元计算所得的位移曲线已经稳定下来,而壳单元计算所得的位移值还在围绕着某个值上下波动.由此说明体单元受到爆炸冲击载荷时的稳定性较好.

根据表 9 中的仿真结果与实验结果对比,可以看出采用体单元网格计算更接近于实验值,但是与壳单元计算的差别相差不大,并且采用体单元计算时耗时很长,是相同尺寸的壳单元的 6 倍.因此在对铝合金平板爆炸进行仿真计算时,可以采用 Shell163 单元建立平板模型进行仿真计算,同样可以达到体单元的计算精度,并且提高了计算效率.

4 结 论

本文对爆炸冲击载荷下铝合金平板的动态响应问题进行了数值模拟,讨论了 ALE 网格输运步算法、流固耦合方式及耦合点数目、平板单元尺寸及单元类型等对计算结果的影响,以国外平板爆炸实验为对象进行仿真参数分析与算法研究,得到以下结论:

1) ALE 网格输运步算法对计算结果影响很大,相比 donor cell+HIS 算法,采用 van Leer+HIS 输运步算法更能准确地反映平板的位移变形情况.

2) 进行爆炸冲击数值仿真计算时,流固耦合过程中采用罚函数的耦合方式相比约束加速度、速度耦合方式,更能真实地反映平板在爆炸冲击载荷下的变形情况,且两者所需的计算时间相差很小.另外,耦合点数目对计算结果的影响很小,在计算过程中采用 3 耦合点基本满足计算精度.

3) 空气网格采用 0.5 cm 时,结构网格尺寸在 0.25, 1 cm 之间变化时对结果的影响很小,结构网格尺寸与空气域网格尺寸比例设为 2 : 1,即平板网格采用 1 cm 即可满足计算精度.

4) 铝合金平板爆炸冲击仿真计算时,平板结构可以采用壳单元验证体单元进行计算,计

算所得的结构变形与采用体单元相差较小,并且提高了计算效率。

参考文献(References):

- [1] Avery J, Gunther C, Bistrow B. Boeing 727-100 safe bomb location study[R]. The Boeing Company, 1972.
- [2] Daling R E. DC-9 safe bomb location study[R]. Douglas Aircraft Company, 1973.
- [3] Avery J, Bistrow B, Hajari J. Boeing 747-100 bomb location study[R]. The Boeing Company, 1974.
- [4] Himmel E J. Lockheed L-1011 bomb location study[R]. Lockheed-California Company, 1974.
- [5] 宁建国, 王成, 马天宝. 爆炸与冲击动力学[M]. 北京: 国防工业出版社, 2010. (NING Jian-guo, WANG Cheng, MA Tian-bao. *Explosion and Shock Dynamics*[M]. Beijing: National Defense Industry Press, 2010. (in Chinese))
- [6] 费广磊, 马天宝, 郝莉. 三维爆炸与冲击问题的大规模高性能计算研究[J]. 应用数学和力学, 2011, **32**(3): 357-364. (FEI Guang-lei, MA Tian-bao, HAO Li. Large scall high performance computation on 3D explosion and shock problems[J]. *Applied Mathematics and Mechanics*, 2011, **32**(3): 357-364. (in Chinese))
- [7] 恽寿榕, 涂侯杰, 梁德寿. 爆炸力学计算方法[M]. 北京: 北京理工大学出版社, 1995. (YUN Shou-rong, TU Hou-jie, LIANG De-shou. *Computational Method of Explosion Mechanics* [M]. Beijing: Beijing Institute of Technology Press, 1995. (in Chinese))
- [8] MA Tian-bao, WANG Cheng, NING Jian-guo. Multi material Eulerian formulations and hydrocode for the simulation of explosions[J]. *Computer Modeling in Engineering and Sciences*, 2008, **33**(2): 155-178.
- [9] 石磊, 杜修力, 樊鑫. 爆炸冲击波数值计算网格划分方法研究[J]. 北京工业大学学报, 2010, **36**(11): 1465-1470. (SHI Lei, DU Xiu-li, FAN Xin. A study on the mesh generation method for numerical simulation of blast wave[J]. *Journal of Beijing University of Technology*, 2010, **36**(11): 1465-1470. (in Chinese))
- [10] 卢红琴, 刘伟庆. 空中爆炸冲击波的数值模拟研究[J]. 武汉理工大学学报, 2009, **31**(19): 105-108. (LU Hong-qin, LIU Wei-qing. Research on numerical simulation of blast wave in air[J]. *Journal of Wuhan University of Technology*, 2009, **31**(19): 105-108. (in Chinese))
- [11] 姚宝成, 王宏亮, 张柏华, 等. TNT 空中爆炸冲击波传播数值模拟及数值影响因素分析[J]. 现代应用物理, 2014, **5**(1): 40-44. (YAO Bao-cheng, WANG Hong-liang, ZHANG Bai-hua, et al. Numerical simulation of shock wave generated by TNT explosions in infinite air[J]. *Modern Applied Physics*, 2014, **5**(1): 40-44. (in Chinese))
- [12] Kotzakolios A. Blast response of aircraft structures[D]. PhD Thesis. Patras: University of Patras, 2011: 44-56.
- [13] Livermore Software Technology Corporation. LS-dyna keyword user's manual[Z]. Livermore, USA: Livermore Software Technology Corporation, 2007.
- [14] Livermore Software Technology Corporation. LS-dyna theory manual[Z]. Livermore, USA: Livermore Software Technology Corporation, 2007.
- [15] 张雄, 陆明万, 王建军. 任意拉格朗日-欧拉描述方法研究进展[J]. 计算力学学报, 1997, **14**(1): 91-102. (ZHANG Xiong, LU Ming-wan, WANG Jian-jun. Research progress in arbitrary Lagrangian-Eulerian method[J]. *Chinese Journal of Computational Mechanics*, 1997, **14**(1): 91-102. (in Chinese))
- [16] 王华坤, 洪国军, 杨闻宇, 等. 求解流固耦合问题的一种四步分裂有限元算法[J]. 应用数学和

力学, 2013, **34**(7): 704-713.(WANG Hua-kun, HONG Guo-jun, YANG Wen-yu, et al. A four-step fractional finite element method for fluid-structure interaction[J]. *Applied Mathematics and Mechanics*, 2013, **34**(7): 704-713.(in Chinese))

A Numerical Method for Dynamic Responses of Aviation Aluminum Alloy Plates Under Blast Loads

XIE Jiang, LI Han, ZHOU Shu-ting, ZHENG Jin-guo, FENG Zhen-yu
(*Tianjin Key Laboratory of Civil Aircraft Airworthiness and Maintenance,*
Civil Aviation University of China, Tianjin 300300, P.R.China)

Abstract: In order to explore the numerical analysis method suitable for dynamic responses of aviation aluminum alloy plates under explosive impact loads, numerical simulation of the aluminum alloy plate under explosion was carried out with the LS-DYNA explicit dynamic analysis software. Influences of different advection steps of the arbitrary Lagrangian-Eulerian method (ALE), the fluid-structure coupling mode, the number of coupling points, the mesh size and the finite element type on the numerical results were detailedly studied. Comparisons between the numerical results and the test results show that the dynamic responses of the aluminum alloy plate under explosive impact loading can be calculated accurately with the van Leer+HIS advection step, the penalty coupling method, 3 coupling points, a ratio of 2 : 1 between the structure mesh size and the air mesh size, and the Shell163 element. Simultaneously, the calculation efficiency can be improved and computation time saved.

Key words: explosion; numerical simulation; arbitrary Lagrangian-Eulerian method; aluminum alloy plate; fluid-structure interaction

引用本文/Cite this paper:

解江, 李翰, 周书婷, 郑金国, 冯振宇. 爆炸冲击载荷下航空铝合金平板动态响应数值分析方法[J]. *应用数学和力学*, 2017, **38**(4): 410-420.

XIE Jiang, LI Han, ZHOU Shu-ting, ZHENG Jin-guo, FENG Zhen-yu. A numerical method for dynamic responses of aviation aluminum alloy plates under blast loads[J]. *Applied Mathematics and Mechanics*, 2017, **38**(4): 410-420.