

文章编号: 1000-0887(2004) 07-0755-08

流固冲击下加筋板的非线性动态屈曲^{*}

张 涛, 刘土光, 熊有伦, 张维衡

(华中科技大学 交通学院 船海系, 武汉 430074)

(我刊原编委李骊推荐)

摘要: 分析了流固冲击下加筋板的非线性弹性动态屈曲, 考虑板与筋的膜力, 忽略面内位移, 运用 Hamilton 变分原理, 得出非线性控制方程, 采用双级数形式的挠度假设, 由 Galerkin 方法得到离散方程组, 根据 Budiansky-Roth(B_R) 曲线, 判断加筋板的动态屈曲

关键词: 加筋板; 非线性; 动态屈曲; 流固冲击

中图分类号: O343.5 文献标识码: A

引 言

近半个世纪以来, 结构的动态屈曲一直是固体力学中十分活跃的研究领域, 尤其是冲击载荷下结构的动态屈曲问题在近 20 年来成为研究的热点, 然而这方面的研究大都集中在杆或圆柱壳的分析上, 而在冲击载荷下板的动态屈曲分析相对要少的多, 对于工程结构中广泛应用的加筋板的结构, 已公布的文献更是少见。

Zicas^[1] 最早研究了板的动态屈曲问题, 给出了四边简支矩形板动态屈曲的一种理论解法, 但没有具体的屈曲条件和提出临界值。An_Gui 等^[2] 给出了板在面内质量冲击下动态屈曲的试验结果和理论解, 结果表明, 临界动态屈曲载荷强烈地依赖于结构的初始缺陷和冲击持续时间。Weller 等^[3] 运用有限元程序 ADINA 对板的动态屈曲进行了进一步的研究, 并着重讨论了初始缺陷与冲击持续时间的影响。Petry^[4] 采用最大应力为判别准则, 分析了各向异性弹性薄板动态屈曲。

已有的研究表明, 冲击载荷的形式与持续时间对结构的动态屈曲影响相当大, 由此, 结构的冲击屈曲的研究大致可以分为高幅值短时间的高速冲击和低幅值长时间的低速冲击两种^[5], 而具有广泛的军事和民用工程背景的流固冲击, 是一种介于高速冲击和低速冲击之间的冲击载荷, 是一类新的结构动力屈曲问题^[6-7]。Zhang 和 Zheng 等^[6] 较早研究了流固冲击下杆的动态屈曲问题, 并进行了大量的实验研究。李世其^[7] 等对矩形板在流固冲击下的塑性失效进行了实验研究。Cui 等^[8,9] 对矩形板的弹塑性屈曲进行了实验和理论研究。研究表明, 流固冲击下结构具有特有的动力响应和屈曲行为, 对于矩形板, 动态屈曲大多以弹性屈曲为主, 而面内的惯性对屈曲的影响不大。

* 收稿日期: 2002_08_16; 修订日期: 2004_04_26

作者简介: 张涛(1976—), 男, 湖北武汉人, 博士(联系人, Tel: + 86_27_67111051; Fax: + 86_27_87544562; E_mail: icesheet@public.wh.hb.cn)。

本文对四边简支加筋板的非线性弹性动态屈曲进行了理论研究。采用加筋板离散模型, 不考虑筋的失稳, 忽略面内惯性力的影响, 根据大变形理论, 导出结构的非线性控制方程, 求解加筋板的动态响应, 最后采用 B_R 曲线判断加筋板的动态屈曲。

1 理论推导

如图 1 所示加筋板结构, 建立如图所示坐标系, 坐标原点在板中面上, 将加筋板离散为板与梁的组合结构, 忽略筋与板之间的剪切力, 分别根据板的大挠度理论和梁理论, 忽略板内惯性力的影响, 可以得到加筋板系统的总动能和总势能以及外力的功。运用 Hamilton 变分原理, 经过繁琐的变分后, 可以得到用膜力与弯矩以及挠度表示的加筋板系统的非线性控制方程^[10]:

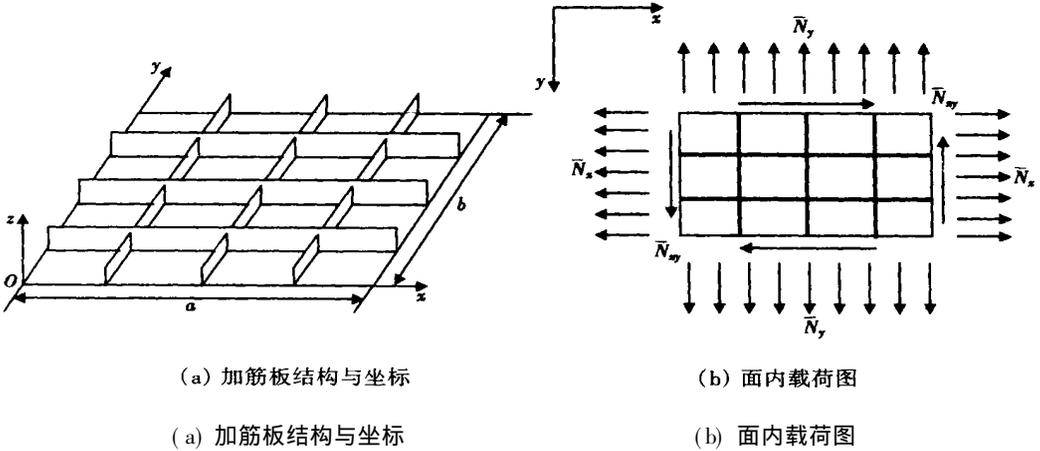


图 1

$$\begin{aligned}
 & N_x \frac{\partial^2 w}{\partial x^2} + N_y \frac{\partial^2 w}{\partial y^2} + 2N_{xy} \frac{\partial^2 w}{\partial x \partial y} + \sum_{i=1}^m \left(N_{xi} \frac{\partial^2 w}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 M_{xi}}{\partial x^2} \right) \delta_{yi} + \\
 & \sum_{j=1}^n \left(N_{yj} \frac{\partial^2 w}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 M_{yj}}{\partial y^2} \right) \delta_{xi} - D(\Delta \Delta w - \Delta \Delta w_0) = \\
 & \rho h \frac{\partial^2 w}{\partial t^2} + \sum_{i=1}^m \rho h_i \frac{\partial^2 w}{\partial t^2} \delta_{yi} + \sum_{j=1}^n \rho h_j \frac{\partial^2 w}{\partial t^2} \delta_{xi}, \quad (1)
 \end{aligned}$$

其中 w_0 为板的初始缺陷, w 为板的总挠度, h 为板厚, ρ 为材料密度, h_i 、 h_j 为加筋的高度, 下标 i 、 j 分别表示 x 方向第 i 根筋和 y 方向第 j 根筋, m 、 n 分别为 x 方向和 y 方向加筋的数目, D 为板的弯曲刚度, Δ 为 Laplacian 算子, δ_{xj} 、 δ_{yi} 为阶跃函数, 具体表达如下:

$$\begin{aligned}
 \delta(x - x_j) &= \begin{cases} 1 & (x \in [x_j - \frac{1}{2}t_j, x_j + \frac{1}{2}t_j]), \\ 0 & (\text{其它}), \end{cases} \\
 \delta(y - y_i) &= \begin{cases} 1 & (y \in [y_i - \frac{1}{2}t_i, y_i + \frac{1}{2}t_i]), \\ 0 & (\text{其它}), \end{cases}
 \end{aligned}$$

其中 t_i 、 t_j 为筋的宽度。由于忽略筋与板之间的剪切力, 这样对板仍旧引入如下形式的应力函数 φ :

$$N_x = h \frac{\partial^2 \varphi}{\partial y^2}, \quad N_y = h \frac{\partial^2 \varphi}{\partial x^2}, \quad N_{xy} = -h \frac{\partial^2 \varphi}{\partial x \partial y} \quad (2)$$

应用板的大变形理论, 板截面采用经典线性 Lagrangian 应力分布, 考虑筋与板变形的协调, 对于偏向筋的应变同样采用这种线性假设:

$$\begin{cases} \varepsilon_x = \varepsilon_x^o - z \frac{\partial^2 w}{\partial x^2} & (\frac{h}{2} \leq z \leq \frac{h}{2} + h_i), \\ \varepsilon_y = \varepsilon_y^o - z \frac{\partial^2 w}{\partial y^2} & (\frac{h}{2} \leq z \leq \frac{h}{2} + h_j), \end{cases}$$

其中上标“o”表示板中面应变。由筋和板的变形协调条件, 可以得到筋的应变与板的应变之间的关系, 通过应变与应力以及应力与膜力的关系, 得到由 φ 和 w 表示的筋的膜力与弯矩的表达式:

$$\begin{cases} N_{xi} = \frac{E_j h_i}{E} \left[\frac{\partial^2 \varphi}{\partial y^2} - \nu \frac{\partial^2 \varphi}{\partial x^2} \right] \delta_{yi} - E_i e_i h_i \frac{\partial^2 w}{\partial x^2} \delta_{yi}, \\ N_{yj} = \frac{E_j h_j}{E} \left[\frac{\partial^2 \varphi}{\partial x^2} - \nu \frac{\partial^2 \varphi}{\partial y^2} \right] \delta_{xj} - E_j e_j h_j \frac{\partial^2 w}{\partial y^2} \delta_{xj}, \\ M_{xi} = \frac{E_i e_i h_i}{E} \left[\frac{\partial^2 \varphi}{\partial y^2} - \nu \frac{\partial^2 \varphi}{\partial x^2} \right] \delta_{yi} - E I_{xi} \frac{\partial^2 w}{\partial x^2} \delta_{yi}, \\ M_{yj} = \frac{E_j e_j h_j}{E} \left[\frac{\partial^2 \varphi}{\partial x^2} - \nu \frac{\partial^2 \varphi}{\partial y^2} \right] \delta_{xj} - E_j I_{yj} \frac{\partial^2 w}{\partial y^2} \delta_{xj}, \end{cases} \quad (3)$$

式中 $E I_{xi}$ 、 $E_j I_{yj}$ 分别为 x 向第 i 和 y 向第 j 根加筋的抗弯刚度, 而偏心距 $e_i = (h_i + h)/2$, $e_j = (h_j + h)/2$ 。将(2)、(3)式带入(1)式中, 整理后, 采用无量纲化得到:

$$\begin{aligned} & \lambda^2 \left[\frac{\partial^2 \varphi}{\partial \zeta^2} \frac{\partial^2 w}{\partial \eta^2} + \frac{\partial^2 \varphi}{\partial \eta^2} \frac{\partial^2 w}{\partial \zeta^2} - 2 \frac{\partial^2 \varphi}{\partial \zeta \partial \eta} \frac{\partial^2 w}{\partial \zeta \partial \eta} \right] + \sum_{i=1}^m \left[C_1 \lambda^2 \frac{\partial^2 \varphi}{\partial \eta^2} \frac{\partial^2 w}{\partial \zeta^2} - \nu C_1 \frac{\partial^2 \varphi}{\partial \zeta^2} \frac{\partial^2 w}{\partial \eta^2} + \right. \\ & \left. \lambda^2 C_2 \frac{\partial^4 \varphi}{\partial \zeta^2 \partial \eta^2} - \nu C_2 \frac{\partial^4 \varphi}{\partial \zeta^4} \right] \delta_{yi} + \sum_{j=1}^n \left[\lambda^2 C_1 \frac{\partial^2 \varphi}{\partial \zeta^2} \frac{\partial^2 w}{\partial \eta^2} - \nu \lambda^4 C_1 \frac{\partial^2 \varphi}{\partial \eta^2} \frac{\partial^2 w}{\partial \eta^2} + \right. \\ & \left. \lambda^2 C_2 \frac{\partial^4 \varphi}{\partial \zeta^2 \partial \eta^2} - \nu \lambda^4 C_2 \frac{\partial^4 \varphi}{\partial \eta^4} \right] \delta_{xj} = \frac{1}{12(1-\nu^2)} \left[\left(\frac{\partial^4 w}{\partial \zeta^4} + 2 \lambda^2 \frac{\partial^4 w}{\partial \zeta^2 \partial \eta^2} + \lambda^4 \frac{\partial^4 w}{\partial \eta^4} \right) - \right. \\ & \left. \left(\frac{\partial^4 w_0}{\partial \zeta^4} + 2 \lambda^2 \frac{\partial^4 w_0}{\partial \zeta^2 \partial \eta^2} + \lambda^4 \frac{\partial^4 w_0}{\partial \eta^4} \right) + \sum_{i=1}^m \left[C_2 \frac{\partial^2 w}{\partial \zeta^2} \frac{\partial^2 w}{\partial \zeta^2} + C_3 \frac{\partial^4 w}{\partial \zeta^4} \right] \delta_{yi} + \right. \\ & \left. \sum_{j=1}^n \lambda^4 \left[C_2 \frac{\partial^2 w}{\partial \eta^2} \frac{\partial^2 w}{\partial \eta^2} + C_3 \frac{\partial^4 w}{\partial \eta^4} \right] \delta_{xj} \right] + \lambda^4 \frac{\partial^2 w}{\partial \tau^2} + \sum_{i=1}^m \lambda^4 C_4 \frac{\partial^2 w}{\partial \tau^2} \delta_{yi} + \sum_{i=1}^m \lambda^4 C_4 \frac{\partial^2 w}{\partial \tau^2} \delta_{xj}, \end{aligned} \quad (4)$$

式中 ν 为 Poisson 比。无量纲参数见附录。同时根据 Marguerre's 理论, 板的变形协调方程为:

$$\begin{aligned} & \left[\lambda^4 \frac{\partial^4 \varphi}{\partial \eta^4} + 2 \lambda^2 \frac{\partial^4 \varphi}{\partial \zeta^2 \partial \eta^2} + \frac{\partial^4 \varphi}{\partial \zeta^4} \right] = \\ & \lambda^2 \left[\left(\frac{\partial^2 w}{\partial \zeta \partial \eta} \right)^2 - \frac{\partial^2 w}{\partial \zeta^2} \frac{\partial^2 w}{\partial \eta^2} - \left(\frac{\partial^2 w_0}{\partial \zeta \partial \eta} \right)^2 + \frac{\partial^2 w_0}{\partial \zeta^2} \frac{\partial^2 w_0}{\partial \eta^2} \right]. \end{aligned} \quad (5)$$

对于四边简支加筋板, 假设满足板边界条件的挠度函数为如下双级数形式:

$$\begin{cases} w_0 = \sum_{p=1}^I \sum_{q=1}^J f_{pq}^0 \sin p \pi \zeta \sin q \pi \eta, \\ w = \sum_{p=1}^I \sum_{q=1}^J f_{pq}^\tau \sin p \pi \zeta \sin q \pi \eta, \end{cases} \quad (6)$$

其中, $w(\tau = 0) = w_0$, 上标 0 表示 $\tau = 0$, 上标 τ 表示其为 τ 函数, 将(6)代入式(5)中, 根据三

角函数关系,可以得到 φ 的解形式为:

$$\begin{aligned} \varphi = & \frac{1}{2}N_{\xi}\eta^2 + \frac{1}{2}N_{\eta}\xi^2 - N_{\zeta\eta}\xi\eta + \\ & \sum_{p=1}^{\infty} \sum_{q=1}^{\infty} (A_1^{pq} \cos 2p\pi\zeta + A_2^{pq} \cos 2p\pi\eta) \cdot ((f_{pq}^{\tau})^2 - (f_{pq}^0)^2) + \\ & \sum_{p=1}^{\infty} \sum_{q=1}^{\infty} \sum_{l=1}^{\infty} \sum_{k=1}^{\infty} \left\{ A_3^{pqlk} \cos(p-l)\pi\zeta \cos(q-k)\pi\eta + \right. \\ & A_4^{pqlk} \cos(p-l)\pi\zeta \cos(q+k)\pi\eta + A_5^{pqlk} \cos(p+l)\pi\zeta \cos(q-k)\pi\eta + \\ & \left. A_6^{pqlk} \cos(p+l)\pi\zeta \cos(q+k)\pi\eta \right\} \cdot (f_{pq}^{\tau} f_{lk}^{\tau} - f_{pq}^0 f_{lk}^0), \end{aligned} \quad (7)$$

式中, N_{ξ} 、 N_{η} 和 $N_{\zeta\eta}$ 分别为无因次轴向和剪切流固冲击, 其表达式以及系数 A_i^{pqkl} 的表达式参见附录。对于流固冲击, 一般可以表示为如下两参数冲击函数的形式:

$$p(t) = \begin{cases} \eta_1 \cdot t^2 + \eta_2 \cdot t & (0 \leq t \leq T_d), \\ 0 & (t > T_d), \end{cases}$$

其中, $\eta_1 = -4P_{\max}/T_d^2$, $\eta_2 = 4P_{\max}/T_d$, P_{\max} 为冲击载荷峰值, T_d 为冲击载荷持续时间。

可以证明式(7)表式的应力函数满足加筋板的应力边界条件。将其代入式(4)中, 并将(4)式两边乘以 $\sin r\pi\zeta \sin s\pi\eta$, $r = 1, 2, \dots, R$; $s = 1, 2, \dots, S$, 再对整个板面积分, 整理后可以得到如下形式非线性方程组:

$$\begin{aligned} & \sum_{r=1}^R \sum_{s=1}^S M_{ijrs} \dot{f}_{rs}^{\tau} + \sum_{r=1}^R \sum_{s=1}^S K_{ijrs} (f_{rs}^{\tau} - f_{rs}^0) + \sum_{r=1}^R \sum_{s=1}^S \sum_{l=1}^R \sum_{k=1}^S D_{ijrslk} (f_{rj}^{\tau} f_{lk}^{\tau} - f_{rj}^0 f_{lk}^0) + \\ & \sum_{r=1}^R \sum_{s=1}^S \sum_{l=1}^R \sum_{k=1}^S \sum_{p=1}^R \sum_{q=1}^S F_{ijrslkpq} (f_{rj}^{\tau} f_{lk}^{\tau} - f_{rj}^0 f_{lk}^0) f_{pq}^{\tau} = 0 \end{aligned} \quad (i = 1, 2, 3, \dots, R; j = 1, 2, 3, \dots, S) \quad (8)$$

非线性控制方程组(8)可以确定加筋板的动态响应, 其初始条件为:

$$f_{rs}^{\tau} |_{\tau=0} = f_{rs}^0, \dot{f}_{rs}^{\tau} |_{\tau=0} = 0$$

采用数值方法可以很方便地求解。随着 R 和 S 的增加, 方程组的刚性会越大, 宜采用预报校正 Runge-Kutta 法解刚性方程组。由于运用加辽金方法, 计算结果有很好的收敛性, 一般取挠度型函数的前 9 项, 即可得到满意的结果。

流固冲击下, 加筋板的动态屈曲应属于动力响应式屈曲, 具有稳定的后屈曲路径。对于结构的初始缺陷, 在冲击后, 随时间而增长, 当缺陷的增长突然变化, 则可以认为结构发生了屈曲。

2 数值结果与讨论

2.1 无加筋光板

为了验证本文的理论分析, 本文给出了几个算例, 并与已公开发表文献的计算结果进行了比较。由于已有的关于加筋板动态屈曲的文献少见, 而大多为板的动态屈曲的研究, 因此, 本文先以文献[4]中的光板为例, 与本文计算结果进行了比较。计算的四边简支板模型尺寸为: 板长 $a = 150 \text{ mm}$, 板宽 $b = 150 \text{ mm}$, 厚度 $h = 1.6 \text{ mm}$ 。弹性模量 $E = 7.06 \times 10^4 \text{ N/mm}^2$, 密度 $\rho = 2.7 \times 10^{-6} \text{ kg/mm}^3$ (如不作特殊说明, 以下算例中的所有材料参数与此同)。板的一对边受到面内冲击载荷, 冲击载荷形式为半个正弦波, 持续时间为 $T = T_b$, 峰值为 P_x , T_b 为板的一阶

横向自由振动周期。板面初始缺陷为正弦形式:

$$w_0 = w_{11} \sin \pi \zeta \sin \pi \Gamma \eta$$

图2给出了当 $w_{11}/h = 0.15625$, $P_x = 7.84 \text{ N/mm}^2$ 时, 本文计算的板中心点挠度的时间历程曲线与文献[4]采用有限元程序 Implate 和 Adina 计算结果的比较, 实线为本文计算结果。可见本文的结果与有限元计算的结果相吻合, 尤其与 Adina 计算的结果十分相近, 数值上略小于 Adina 计算的结果而大于 Implate 计算的结果, 这也表明本文推导中忽略面内惯性影响的假设是合理的。

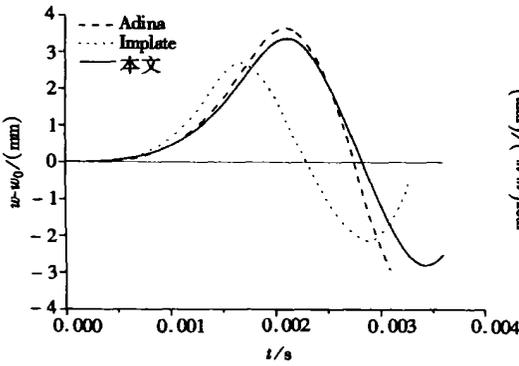


图2 板中心挠度时间历程的比较

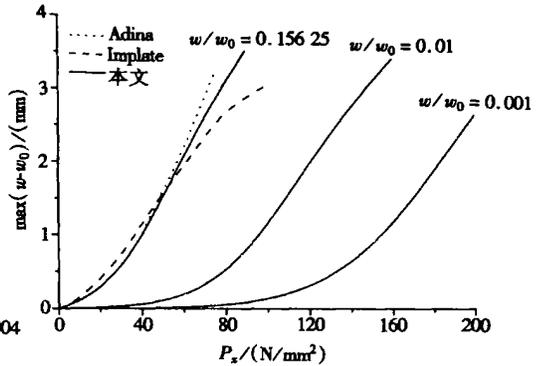


图3 板中心最大挠度随载荷变化曲线

图3给出了在不同的初始缺陷下, 板中心挠度响应的最大值随载荷峰值的变化曲线的比较, 同样, 本文计算的结果与文献[4]的计算结果也十分吻合, 且本文计算结果介于这两种有限元程序的计算结果之间。从图中的载荷与挠度的变化曲线也可以看出, 随着初始缺陷 w_0 的增加, 板更容易发生动态屈曲, 当 w_0 较小时, 载荷峰值到达某个区域时, 挠度有显著的增加, B_R 准则有较好的适用性, 但 w_0 较大时曲线上并不存在一个挠度显著变化的区域, 此时采用 B_R 准则来判别冲击屈曲的发生却并不太适合, 这一点与文献[11]中直杆动态屈曲研究的结果相符合。

2.2 加筋板

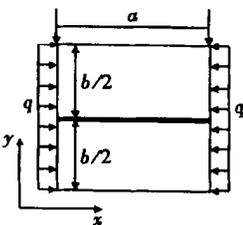


图4 加筋板结构图

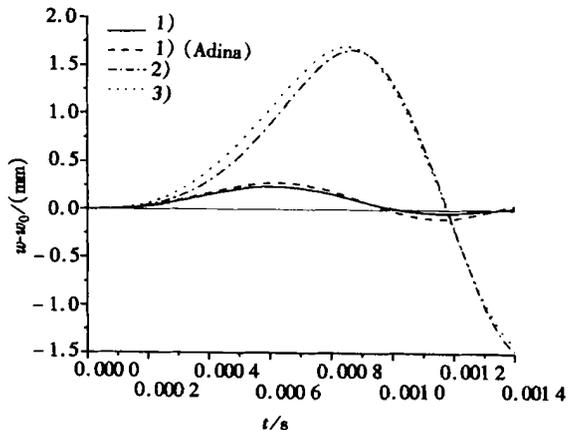


图5 最大挠度时间历程曲线

四边简支加筋板结构如图4, 在 x 方向沿板的中线加一根筋, 一对边受均匀面内流固冲

击,具体几何尺寸与参数为:板长 $a = 150 \text{ mm}$,板宽 $b = 150 \text{ mm}$,厚度 $h = 1.6 \text{ mm}$,矩形截面筋的高度 $h_1 = 15 \text{ mm}$,筋的厚度 $t_1 = 1.6 \text{ mm}$ 。流固冲击载荷为面内 x 方向,且均匀作用于板的筋的截面上,持续时间为 $T = T_b$,峰值为 q , T_b 为加筋板结构的一阶横向自由振动周期。

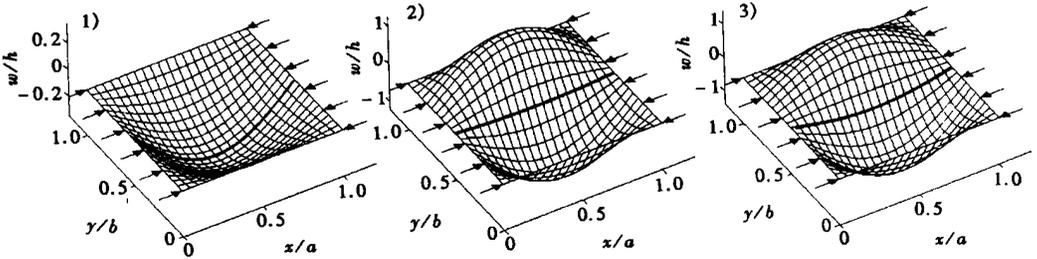


图6 不同初始缺陷下加筋板动态屈曲模式

初始缺陷的影响 初始缺陷对加筋板动态屈曲的影响很大,图5给出了流固冲击峰值 $q = 200 \text{ N/mm}^2$ 时,在不同的初始缺陷下,加筋板上最大的挠度点的位移时间历程曲线,其中缺陷形式:

- 1) $w_0 = w_{11} \sin \pi \zeta \sin \pi \eta$,
- 2) $w_0 = w_{12} \sin \pi \zeta \sin 2\pi \eta$,
- 3) $w_0 = w_{11} \sin \pi \zeta \sin \pi \eta + w_{12} \sin \pi \zeta \sin 2\pi \eta$,

其中 $w_{11} = w_{12} = 0.2 h$; 且初始缺陷形式2)与加筋板一阶横向固有振型同。图5还给出了在初始缺陷形式1)时,本文计算结果与Adina计算结果的比较,可见本文的推导和计算是对加筋板也可靠的。从图中还可以看出,在缺陷形式2)、3)时,加筋板挠度响应比较剧烈,易于发生动态屈曲,且这两种缺陷形式下,动响应曲线十分相似。图6分别给出了三种缺陷形式下,加筋板动态屈曲的模式,图中粗线代表加筋位置。可见,当初始缺陷形式含有一阶模态时,加筋板一阶模态在动态屈曲模式中绝对占优,且使得屈曲易于发生,也就是说,不含有一阶固有振型的初始缺陷有利于提高加筋板抵抗动态屈曲的能力。

冲击持续时间的影响 图7给出了加筋板结构在不同的流固冲击持续时间下,板结构上最大挠度响应值随冲击峰值的变化曲线。随着冲击持续时间的减小,结构抗屈曲的能力明显增强,而且,当冲击持续时间小于 T_b 时,冲击持续时间对动态屈曲的影响较大,而大于 T_b 时,这种影响较小。

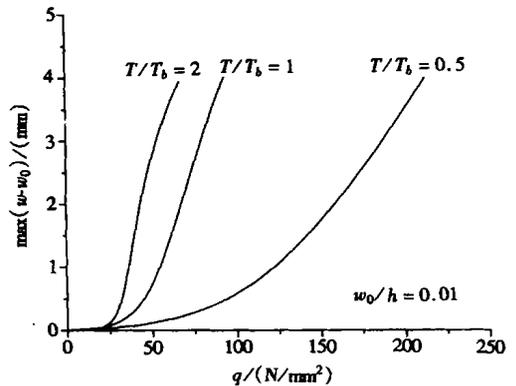


图7 不同载荷持续时间下B_R曲线

加筋的影响 筋的强弱对于加筋板的力学性能有很大的影响,不同强度的加筋,加筋板的横向自由振动模式也不同,为了能包含加筋板自由振动一阶模态,在讨论动态屈曲时,初始缺陷形式取为:

$$w_0 = w_{11} \sin \pi \zeta \sin \pi \eta + w_{12} \sin \pi \zeta \sin 2\pi \eta$$

图8给出了板的尺寸不变且的高宽比 $h_1/t_1 = 5$ 一定时,筋的截面积不同时,加筋板上最大响应挠度随冲击载荷峰值的变化曲线,其中冲击持续时间 $T_b = 5 \text{ ms}$ 。随着加筋截面面积的

增加, 结构抗屈曲的能力增强, 但增加到一定值时, 加筋板发生局部屈曲, 增加筋的强度也没有意义。

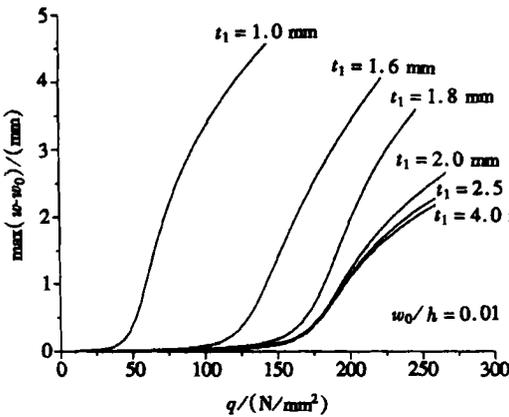


图 8 不同尺寸加筋的 B-R 曲线

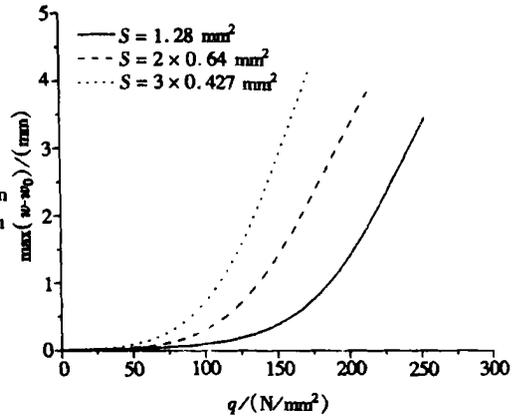


图 9 不同加筋形式下 B-R 曲线

加筋形式 图 9 给出了加筋板结构材料重量相同时, 不同加筋形式下最大挠度响应随载荷变化的曲线, 其中实线、虚线、点划线分别为等距加一根、两根、三根筋。在一定的加筋材料重量下, 可以看出加筋形式对加筋板动态屈曲的影响并不明显, 在没有发生局部屈曲的情况下, 分散筋的分布反而削弱了加筋板抗屈曲的能力。

3 结束语

本文分析了流固冲击下加筋板的非线性弹性动态屈曲。采用半数值半解析的方法, 大大简化了推导过程并减少了计算量, 与有限元计算结果比较验证了本文理论推导和计算的正确性。数值计算和分析表明用 B-R 准则判断加筋板类结构的屈曲有一定的适用范围, 当初始缺陷较大时, 更合适的方法是选取合适的临界挠度。初始缺陷对加筋板的动态屈曲有很大的影响, 适当的初始缺陷形式能避免加筋板的局部屈曲。冲击持续时间也是一个较大的影响因素, 结构对于短时冲击有很高的抗屈曲能力。通过调整加筋尺寸和加筋形式, 能优化加筋板结构, 提高其抗屈曲的能力。

附 录

$$C_1^i = \frac{E_j h_i}{E h}, C_1^j = \frac{E_j h_j}{E h}, C_2^i = \frac{E_i e h_i}{E h^2}, C_2^j = \frac{E_j e_j h_j}{E h^2},$$

$$C_3^i = \frac{E_j I_{xi}}{E h^3}, C_3^j = \frac{E_j I_{yj}}{E h^3}, C_4^i = \frac{E_i \rho_i}{h \rho}, C_4^j = \frac{E_j \rho_j}{h \rho},$$

$$w = \frac{w}{h}, \varphi = \frac{\varphi}{E h^2}, \lambda = \frac{a}{b}, \zeta = \frac{x}{a}, \eta = \frac{y}{b},$$

$$\tau = \frac{t}{b^2} \sqrt{\frac{E h^2}{\rho}}, N_\zeta = \frac{N_x b^2}{E h^2}, N_\eta = \frac{N_y a^2}{E h^2}, N_{\zeta\eta} = \frac{N_{xy} a b}{E h^2}$$

$$A_1^{pq} = \frac{q^2}{32 \lambda^2 p^2}, A_3^{pqk} = \frac{(p q l k - p^2 k^2) \lambda^2}{4[(p-l)^2 \lambda^2 + (q-k)^2]^{2}}, A_5^{pdk} = \frac{(p q l k + p^2 k^2) \lambda^2}{4[(p+l)^2 \lambda^2 + (q-k)^2]^{2}},$$

$$A_2^{pq} = \frac{\lambda^2 p^2}{32 q^2}, A_4^{pdk} = \frac{(p q l k + p^2 k^2) \lambda^2}{4[(p-l)^2 \lambda^2 + (q+k)^2]^{2}}, A_6^{pdk} = \frac{(p q l k - p^2 k^2) \lambda^2}{4[(p+l)^2 \lambda^2 + (q-k)^2]^{2}},$$

[参 考 文 献]

- [1] Zizicas G A. Dynamic buckling of thin plates[J]. *Trans ASME*, 1952, **74**(7): 1257—1268.
- [2] Ari_Gur J, Singer J, Weller T. Dynamic buckling of plates under longitudinal impact[J]. *Israel J Technol*, 1981, **19**: 57—64.
- [3] Weller T, Abramovich H, Yaffe R. Dynamic of beams and plates subjected to axial impact[J]. *Comp and Struct*, 1989, **32**(3/4): 835—851.
- [4] Petry D, Fahlbusch G. Dynamic buckling of thin isotropic plates subjected to in_plane impact[J]. *Thin Walled Structures*, 2000, (38): 267—283.
- [5] 张清杰, 刘士光, 郑际嘉, 等. 结构动力屈曲研究进展[J]. *力学进展*, 1993, **23**(4): 530—538.
- [6] ZHANG Qing_jie, LI Shi_qi, ZHENG Ji_jia. Dynamic response, buckling and collapsing of elastic plastic straight columns under axial solid_fluid slamming compression[J]. *Int J Solids & Structures*, 1992, (29): 381—397.
- [7] 李世其, 张清杰, 郑际嘉. 矩形薄板流_固冲击屈曲与塑性失效的实验研究[J]. *力学学报*, 1993, **25**(2): 249—255.
- [8] CUI Shi_jie, CHEONG H K, HAO H. Experimental study of dynamic buckling of plates under fluid_solid slamming[J]. *Int J Impact Engng*, 1999, (22): 675—691.
- [9] CUI Shi_jie, CHEONG H K, HAO H. Numerical analysis of dynamic buckling of rectangular plates subjected to intermediate_velocity impact[J]. *Int J Impact Engng*, 2001, (25): 147—167.
- [10] 张涛, 刘士光, 赵耀. 流固冲击下加筋板非线性瞬态响应[J]. *爆炸与冲击*, 2002, **22**(4): 301—307.
- [11] 王德禹. 受静载作用的直杆在轴向冲击载荷下的屈曲[J]. *振动与冲击*, 1997, **16**(1): 35—37.

Dynamic Buckling of Stiffened Plates Under Fluid_Solid Impact Load

ZHANG Tao, LIU Tu_guang, XIONG You_lun, ZHANG Wei_heng
(Huazhong Univeristy of Science & Technology, Wuhan 430074, P. R. China)

Abstract: A simple solution of the dynamic buckling of stiffened plates under fluid_solid impact loading is presented. Based on large deflection theory, a discretely stiffened plate model has been used. The tangential stresses of stiffeners and in_plane displacement are neglected. Applying the Hamilton's principle, the motion equations of stiffened plates are obtained. The deflection of the plate is taken as Fourier series, and using Galerkin method the discrete equations can be deduced, which can be solved easily by Runge_Kutta method. The dynamic buckling loads of the stiffened plates are obtained from B_R curves.

Key words: stiffened plate; nonlinearity; dynamic buckling; fluid_solid impact