

文章编号:1671-6833(2007)02-0105-05

# 大质量刚体亚临界速横冲钢板带数值模拟

孙计军, 张洵安

(西北工业大学 力学与土木建筑学院, 陕西 西安 710072)

**摘 要:**采用 ABAQUS/Explicit 显式有限元分析软件对固支钢板带受大质量刚体亚临界速横向冲击进行了数值模拟。板带本构模型采用了考虑应变率和温度影响的 JOHNSON-COOK 模型, 失效模式采用 JOHNSON-COOK 积累损伤的剪切失效模式。对弹性波的观测检验了模拟的可靠性。模拟结果观察到了冲击接触的不连续性和钢板带的惯性甩动伸长; 颈缩拉损现象在冲击接触区边缘出现, 刚体同时发生向跨中的滑移。对模拟结果的分析指出: 冲击区附近钢板带塑性变形的外延传播以塑性强间断波的方式进行。

**关键词:**钢板带; 亚临界速冲击; 数值模拟; 惯性甩动; 塑性强间断波

**中图分类号:** O344.2

**文献标识码:** A

## 0 引言

9.11 事件后, 高层钢结构的航空器耐撞性研究受到了世界各国, 尤其是美国工程科学界的普遍关注。由于这是一个涉及多物理、多时空尺度的课题, 就目前的进展来看, 仍主要集中在对个别构件的耐撞性进行分析。

计算技术高速发展的今天, 在实验条件要求比较苛刻的情况下, 采用数值方法不失为一种经济有效的预研究手段。2002 年, MIT 冲击与耐撞性实验室 ZHENG<sup>[1]</sup> 等以 ABAQUS/Explicit 体单元对空心薄壁方柱受大质量刚体高速冲击进行的数值模拟显示: 随冲击速度的不同, 方柱存在穿切破坏或渐进滑移变形(或破坏)两种响应方式。发生前者响应的最低冲击速度被称为临界速度。在这一工作的基础上, 2003 年, TOMASZ<sup>[2]</sup> 等用刚塑地基膜理论对方柱穿切破坏进行了理论分析, 给出了临界速度的理论判据。这说明数值方法在这一研究领域的必要性和可行性。然而, 亚临界速冲击下的响应由于对结构形式的依赖性和多尺度敏感性, 目前仍是一个复杂的问题。

作者拟用计算成本相对较低的 ABAQUS/Explicit S4R 壳单元对固支钢板带受大质量刚体亚临界速横向冲击进行数值模拟, 旨在揭示板带响应的一般特征, 并考察作为这类大冲击问题刚塑理论分析基础的塑性强间断波在响应中的存在。

## 1 有限元模型

### 1.1 几何数据

由于问题的对称性, 取半模型, 采用 SI 量纲。板带尺寸为  $60\text{ m} \times 30\text{ m} \times 0.005\text{ m}$ , 取  $6\text{ m}$  板长是考虑在接触区附近考察塑性波时, 不受反射回来的弹性波的影响。冲击物模型为半 U 型解析刚性表面, 冲击区长度为  $0.24\text{ m}$ , 宽度  $0.5\text{ m}$ , 高  $0.3\text{ m}$ , 转折处作倒角钝化, 半径  $0.02\text{ m}$ 。模型见图 1。

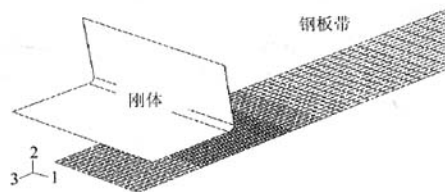


图 1 有限元模型

Fig. 1 Finite element model

### 1.2 材料

板带采用 1006 Steel 钢材。为了保证模型的真实性和本构关系采用了考虑应变率效应和温度影响的 JOHNSON-COOK 模型, 失效模式采用 JOHNSON-COOK 积累损伤的剪切失效模式<sup>[3]</sup>。本构关系:

$$\sigma = (A + B\varepsilon^n)(1 + C \ln \dot{\varepsilon}^*) (1 - T^{*m}) \quad (1)$$

式中:  $\sigma$  为 MISES 等效应力;  $\varepsilon$  为等效塑性应变;

收稿日期: 2006-11-30; 修订日期: 2007-03-16

基金项目: 国家自然科学基金资助项目(19872057)

作者简介: 孙计军(1972-), 山西大同人, 西北工业大学讲师, 硕士研究生, 主要从事冲击动力学研究。

$\dot{\varepsilon}^*$  为等效塑性应变率(以  $s^{-1}$  为单位无量纲化);

$$T^* = \frac{T - T_{room}}{T_{melt} - T_{room}} (T_{room} \leq T \leq T_{melt});$$

式中:  $T$  为钢材瞬时温度;  $T_{room}$  为室温;  $T_{melt}$  为钢材熔点.

失效模式:

$$D = \sum \frac{\Delta \varepsilon}{\varepsilon^f} \tag{2}$$

随增量步积累,  $D = 1$  时, 材料失效. 式中:  $\varepsilon^f = (D_1 + D_2 e^{D_3 \sigma^*}) (1 + D_4 \ln \dot{\varepsilon}^*) (1 + D_5 T^*) \sigma^* = \frac{\sigma_m}{\sigma} (\leq 1.5)$ ,  $\sigma_m$  为静水应力. 模型材料参数见表 1, 其余常数见表 2.

表 1 1006 钢材料性能常数  
Tab.1 Material properties for 1006 steel

| 物理量  | 符号     | 数值    |
|--|--------|-------|
| 密度/( $kg \cdot m^{-3}$ )                     | $\rho$ | 7 890 |
| 杨氏模量/GPa                                     | $E$    | 200   |
| 摩擦系数   |        | 0.12  |
| 泊松比  | $\nu$  | 0.3   |
| 比热/( $J \cdot kg^{-1} \cdot ^\circ C^{-1}$ ) | $C_p$  | 4 770 |
| 非弹性热系数                                       |        | 0.9   |

表 2 JOHNSON - COOK 模型材料常数<sup>[4]</sup>  
Tab.2 J - C material constants for 1006 steel

| 参数      | 取值    | 参数                  | 取值    |
|---------|-------|---------------------|-------|
| $A/MPa$ | 350   | $D_2$               | 3.44  |
| $B/MPa$ | 275   | $D_3$               | -2.12 |
| $C$     | 0.022 | $D_4$               | 0.002 |
| $m$     | 1.0   | $D_5$               | 0.16  |
| $n$     | 0.36  | $T_{room}/^\circ C$ | 25    |
| $D_1$   | 0.05  | $T_{melt}/^\circ C$ | 1538  |

1.3 有限元模型的建立

为提高模型效率,在冲击端 2 m 范围内设置为弹塑性材料,设置在分析过程中进行截面积分,包含材料失效;其余部分设置为弹性材料,分析前截面积分,无材料失效.冲击速度 180 m/s(亚临界),冲击质量 2 000 kg,初始间隙  $10^{-4}$  m.板带冲击端施对称约束,远端固定.选用四节点线性缩减积分壳单元 S4R,增强沙漏控制.网格通过试算在变形集中区加密,共计 3 510 单元.启动 ABAQUS/Explicit 模块,进行 6 ms 内的响应分析.

2 模拟结果与分析

2.1 变形及接触

图 2 显示了 3.6 ms 内半模型钢带的变形情

况:①整体变形主要由自冲击接触区边沿向外传播的波前完成,已变形部分作近似刚体运动.②冲击体正下方部分发生甩动伸长、压平和再甩动的变形现象.图 3 (a)、(b)分别显示了 2.4 ms 时出现于初始冲击区边沿的钢带颈缩拉损和刚体的滑移现象.

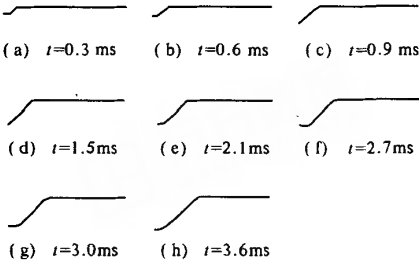


图 2 板带半模型 3.6ms 内的冲击变形响应  
Fig.2 Deformation of half model of steel belt impacted within 3.6 ms

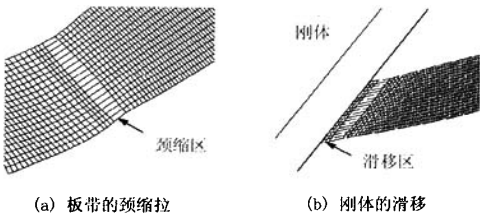


图 3 板带的颈缩拉损和刚体的滑移  
Fig.3 Necking damage of steel belt and sliding of rigid body

仅从现象上看,整体变形有类似于塑性强间断波的特性,这将在 2.3 节中进行讨论;下面先考察冲击接触区内局部变形的形成机理.图 4 (a)、(b)详尽描述了施冲刚体 6 ms 内的加速度史.加速度为零处可理解为冲击接触的分离.表 3 给出相应的统计数据.

表 3 刚体加速度统计表

Tab.3 Statistical data of acceleration of rigid mass

| 项目                        | 第一次接触  | 第二次接触                         |
|---------------------------|--|-------------------------------|
| 主值位置/ms                   | $3.9 \times 10^{-3}$                         | 2.6                           |
| 主值极值/( $m \cdot s^{-2}$ ) | $1.14 \times 10^5$                           | $2.25 \times 10^3$            |
| 主值持时/ms                   | $6.26 \times 10^{-3}$                        | $1.6 \times 10^{-1}$          |
| 裙值均值/( $m \cdot s^{-2}$ ) | $2.0 \times 10^3$                            | $2.5 \times 10^1$             |
| 裙值持时/ms                   | $1.25 \times 10^{-2}$                        | 2.8                           |
| 时区/ms                     | $5.5 \times 10^{-4} \sim 6.8 \times 10^{-3}$ | $3.2 \times 10^{-1} \sim 3.6$ |

资料的分析指出:整个考察期内,共发生了两次明显的冲击接触,每次都有一个相对较大的主值和多个相对较小的裙值,裙值之间有不连续现象.模型的法向接触性质设定为“硬接触”(接触面之间不存在接触拉应力),冲击接触的分离应当被看作是整个体系而非仅仅冲击接触区的运动学现象.结合变形图分析可知,第一次接触分离后,冲击物

正下方板带由自身的动能相对外部板带发生惯性甩动伸长变形;而后,板带由于塑变耗能逐渐减速,冲击物再次与板带发生冲击接触,由于此时正下方板带已伸长,在冲击物再次将它压平的同时,接触

边缘向跨中发生了滑移.第二次分离及其后的响应机理与第一次类似,但板带甩动强度明显减小.正是滑移的出现使本来发生在初始冲击接触区边缘的颈缩拉损似乎发生在边缘之外.

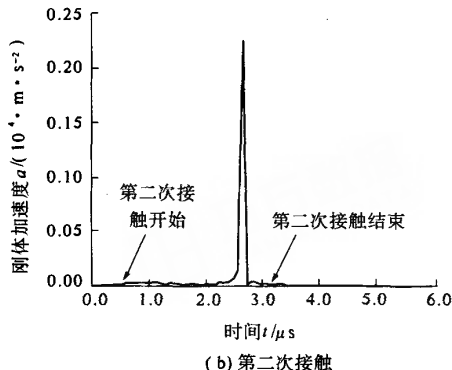
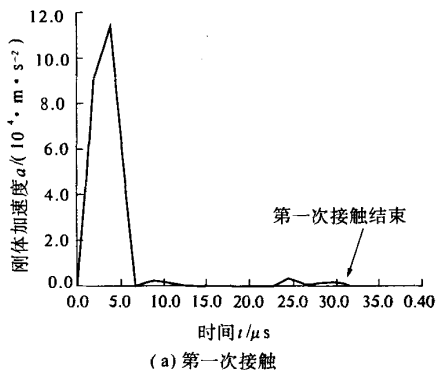


图4 刚体加速度史

Fig. 4 History of acceleration of rigid mass

## 2.2 弹性波的观测

为观察响应中的波动情况,沿板中线依次布设A、B、C、D、E、N各点如图5所示,输出其位移及相邻单元的应力历史进行分析.首先以C、N两点考察弹性波的情况.从C、N所附单元的MISES应力史图中直接确定弹性波前的初始到达时间较为困难,结果也不精确.考虑到弹性波前在所经单元必然引起应力的涨落,将两点的MISES应力史图对时间求导数,其结果见图6,两个峰值明显标示了这一变化.

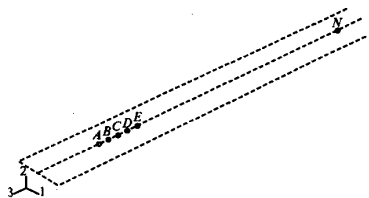


图5 沿板带中线布设的分析点

Fig. 5 Analytical points along central line of the steel Belt

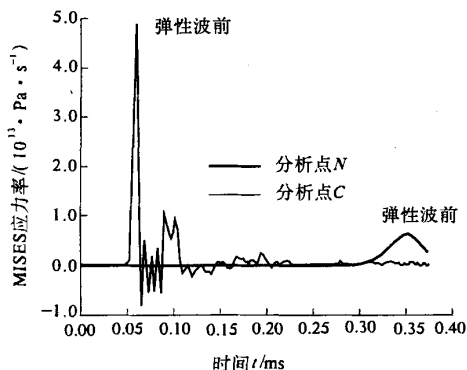


图6 分析点的MISES应力率

Fig. 6 MISES stress rate of analytical points

将两单元积分点距离除以二峰值时差,即得所测弹性波波速:

$$V_e' = \frac{1.47 \text{ m}}{2.926 \times 10^{-4} \text{ s}} = 5.02 \times 10^3 \text{ m/s}$$

理论值为

$$V_e = \sqrt{\frac{E}{\rho}} = \sqrt{\frac{2 \times 10^{11} \text{ Pa}}{7890 \text{ kg} \cdot \text{m}^{-3}}} = 5.03 \times 10^3 \text{ m/s}$$

二者相对误差0.2%,说明模拟有较高的精度.

## 2.3 塑性强间断波动

塑性强间断波是1991年由TOMASZ<sup>[5]</sup>等提出的在只提供轴向拉力的膜或弦结构中存在着的一种理想的刚塑性波动,是塑性动力学的重要概念.该波在波前处除位移连续外,速度、加速度均不连续,它以恒定的速度传播:

$$V_c = \sqrt{\frac{\sigma_0}{\rho}} \quad (3)$$

式中: $\sigma_0$ 为材料的轴向流动拉应力.

下文将考察冲击接触区近外围的变形波动是否可视作塑性强间断波动.

### 2.3.1 考察区域

选择A、B、C、D、E 5点所在区域观测出于以下两方面的考虑:①该区域靠近冲击区,有较高的能量发展形成塑性强间断波;②结构的高速冲击变形,往往具有明显的局域性,冲击点附近的变化最受重视.

### 2.3.2 考察方法

通过考察A、B、C、D、E各分析点处的竖向位移史,计算该区域的变形传播速度 $c_1$ ;通过考察各点所属单元波前时刻的轴向拉应力 $S_{22}$ (即 $\sigma_0$ ),

依公式(3)计算各点理论塑性强间断波速,取期望值  $c_2$ ;比较  $c_1$  与  $c_2$ ,若二者接近,则为塑性强间断波动。

2.3.3 主要技术细节

图 7 给出了 A~E 各节点的竖向位移史.从图中查得波前经历相邻分析点所夹小区间的时间期望值为  $2.499\ 31 \times 10^{-1}\text{ ms}$ ,标准差为  $1.19 \times 10^{-2}\text{ ms}$ .各点等间距(0.06 m)分布,有

$$c_1 = \frac{0.06\text{ m}}{2.499\ 31 \times 10^{-4}\text{ s}} = 240.066\text{ m/s}.$$

较小的标准差显示出了波速的均匀性。

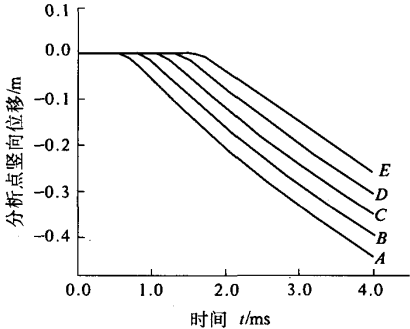


图 7 分析点的竖向位移史

Fig.7 Vertical disp. of analytical points

图 8 (a)、(b)、(c)分别给出了 0.9 ms 时刻板带变形传播波前附近的轴向应力( $S_{22}$ )、MISES 应力和横向应力( $S_{11}$ )的云图,图中箭头所指为塑性波前.它反映了考察区该时段附近应力分布的如下主要特征:

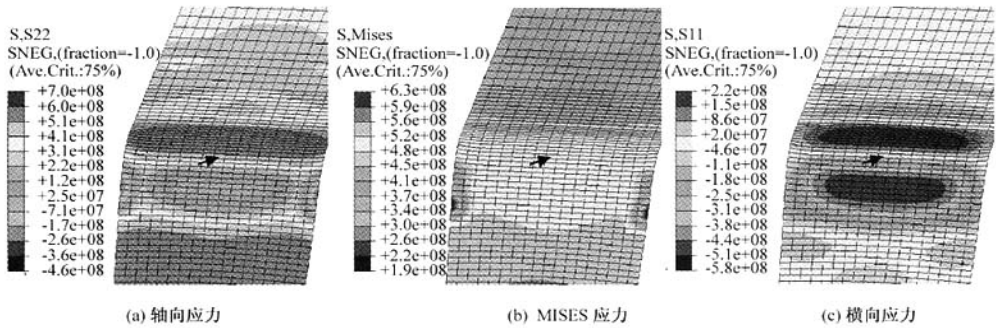


图 8 按分析点分布的塑性波前 MISES 应力史

Fig.8 History of MISES stress of plastic wave front scattered by analitical points

4 结论

(1) 板带有限元模型采用了考虑应变、应变率和温度影响的 JOHNSON - COOK 本构关系,观测到的弹性波波速与理论值相对误差仅为,模拟

(1)  $S_{11}$  和  $S_{22}$  在波前附近沿轴向的变化梯度很大,直接从图中查取  $S_{22}$  误差较大。

(2) 波前附近  $S_{22}$  值较  $S_{11}$  高一个数量级,这使得  $S_{22}$  值与 MISES 值接近。

(3) 波前附近 MISES 值分布比较均匀。

鉴于以上特征,选用 MISES 应力来代替  $S_{22}$  应力作为流动拉应力.按分析点分布的塑性波前 MISES 应力史见图 9.从图中查取各点的 MISES 应力值,分别按公式(3)计算塑性强间断波速,再取期望:  $c_2 = (240.133 + 238.86 + 238.83 + 237.22 + 237.18)/4 = 238.44\text{ (m/s)}$ ,标准差 1.25.  $c_1 \approx c_2$ ,相对误差 0.68%.说明将冲击接触区近外围的变形波动视塑性强间断波动是合理的。

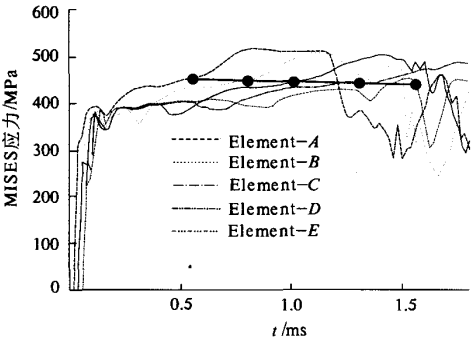


图 9 塑性波前 0.9 ms 时的应力云图

Fig.9 Stress contour around plastic wave front at 0.9ms

工作具有较高的精度和真实性。

(2) 模拟中观测到板带冲击接触区近外围的塑性变形波动以接近匀速向外传播,且其传播速度与以轴向流动拉应力依塑性强间断波理论计算的理论值相比,相对误差为 0.68%,表明受冲钢

板带冲击接触区近外围的塑性变形波动以塑性强间断波动为主要特征;以塑性强间断波及其相关理论作为考察薄壁型钢构件高速大冲击响应的理论依据是合理的。

(3) 模拟工作观察到了冲击接触的不连续性,以及与此相应的板带惯性甩动和刚体的滑移等现象,其丰富的内容明显地不同于静态和准静态接触问题,反映了工程冲击问题的速度尺度敏感性。

### 参考文献:

- [1] ZHENG L, TOMASZ W. Numerical simulation of the impact damage of a box column by a rigid mass[R]. MIT Impact and Crashworthiness Laboratory, Technical Report 83, 2002.
- [2] TOMASZ W, TENG X. How the airplane wing cut through the exterior columns of the WTC [J]. Int J Impact Eng, 2003, 28: 601 - 625.
- [3] JOHNSON G R, COOK W H. Fracture characteristics of three materials subjected to various strains strain rate, temperatures and pressures [J]. Eng Fract Mech, 1985, 21(1): 31 - 48.
- [4] MOHAMMED R K, MICHELLES H F. Impact of the Boeing 767 Aircraft into the WTC [J]. J Eng Mech, ASCE, 2005: 1066 - 1072.
- [5] TOMASZ W, MICHELLE S H F. Impact response of string on plastic foundation [J]. Int J Impact Eng, 1992, 12(1): 21 - 36.
- [6] 邓子辰, 尤莹. 三维锥形动脉中脉动流的数值模拟研究 [J]. 郑州大学学报(工学版), 2006, 27(3): 71 - 76.
- [7] 庄茁. ABAQUS 非线性有限元分析与实例[M]. 北京: 科学出版社, 2005.

## Numerical Simulation of Encastred Steel Belt Impacted Transversely by A Rigid Mass with Hypo - critical Velocity

SUN Ji - jun, ZHANG Xun - an

(School of Mechanics, Civil Engineering & Architecture, Northwest Polytechnical University, Xi'an 710072, China)

**Abstract:** By using ABAQUS/Explicit, an encastred steel belt impacted by a rigid mass with hypo - critical velocity is simulated. The ABAQUS inbuilt material model proposed by Johnson and Cook was used, which is suitable to solve the problem of impact and penetration. As a result, the phenomena of contact discontinuity and inertial fling of the steel belt are observed. The reliability of this simulation is evaluated by surveying the elastic wave propagating through the steel belt impacted. Further analysis of the result data indicates that the deformation of the steel belt closely out of the contact region just behave in manner of plastic strong discontinuity wave.

**Key words:** steel belt; hypo - critical velocity impact; numerical simulation; inertial fling; plastic strong discontinuity wave