

文章编号: 1001-1455(2012)01-0008-07

应力三轴度的有限元计算修正^{*}

谢凡, 张涛, 陈继恩, 刘土光

(华中科技大学船舶与海洋工程学院, 湖北 武汉 430074)

摘要: 对某高强度钢制成的光滑圆棒和缺口圆棒进行了系列准静态拉伸实验, 采用 ABAQUS 对每个试件进行了数值模拟, 得到了该材料的真实应力应变曲线, 拟合出了 J-C 本构模型和失效模型的部分材料常数。最后, 对该高强度钢制成的平板进行了撞击实验, 并用得到的 J-C 模型对平板撞击实验进行了数值模拟, 计算结果与实验结果吻合很好, 证明利用数值模拟并修正应力三轴度的方法是可行的。

关键词: 固体力学; 应力三轴度; 有限元; 拉伸实验

中图分类号: O346.1

国标学科代码: 1301545

文献标志码: A

近年来, 结构冲击问题越来越受到重视, 不仅开展了相关的实验, 非线性有限元技术也被广泛用于这类问题的研究。但随着有限元技术的发展, 对数值模拟的精度要求也越来越高。因此, 准确地选择材料模型并获得相关参数就成为数值模拟中一项非常重要的工作。

Johnson-Cook 材料模型(J-C 模型)^[1]能很好地反映金属材料的应变硬化、应变率硬化和温度软化效应, 而且形式相对简单, 因而广泛应用于爆炸、穿甲、碰撞等冲击问题研究中。H. Kurtaran^[2]用 J-C 模型成功模拟了车门 GT 模型的弹道撞击响应; T. Børvik 等^[3]基于材料实验对 J-C 模型的应变率影响项稍作了改动, 成功模拟了圆柱弹体对平板的穿甲过程; N. K. Gupta 等^[4]在实验的基础上, 借助 J-C 模型研究了弹体头部形状对穿甲过程的影响。

J-C 失效模型同应力三轴度关系密切。朱浩等^[5]通过拉伸实验, 用材料表征的方法得到了 6063 铝合金的 J-C 本构模型和失效模型的各个参数, 发现随着应力三轴度的减小, 材料的等效弹性模量和等效屈服应力减小, 等效断裂应变增大。由于实验方法存在着明显缺陷, T. Børvik 等^[6]在实验的基础上借助有限元方法研究了试件变形过程中应力三轴度的变化规律, 并根据试件的最终断面直径, 用有限元方法修正了断裂应变对应的应力三轴度。

本文中, 对某船用高强度钢制成的光滑圆棒和缺口圆棒进行一系列的准静态拉伸实验, 采用 ABAQUS 对每个试件进行数值模拟, 得到该材料的真实应力应变, 拟合出 J-C 本构模型和失效模型的部分材料参数。并对该高强度钢制成的平板进行撞击实验, 用得到的 J-C 模型对平板撞击实验进行数值模拟。

1 材料的真实应力应变

1.1 准静态拉伸实验

光滑圆棒和缺口圆棒的单轴拉伸实验是获得高应力三轴度的最简单办法。用某高强度钢共制作了光滑圆棒及缺口半径分别为 2、4 和 8 mm 的缺口圆棒等 4 类试件。

实验前, 先测量各试件的最小截面直径。光滑圆棒的拉伸速率控制为 0.5 mm/min, 缺口圆棒的拉伸速率控制为 0.2 mm/min。拉伸试件的典型载荷-位移曲线如图 1 所示。图 1 中, 曲线 AB 为线弹性阶段, 点 B 对应材料的屈服点, 点 C 对应载荷最大值, 通常认为这是材料颈缩起始时刻, 点 D 处载荷出

* 收稿日期: 2010-10-13; 修回日期: 2011-04-01

基金项目: 国家自然科学基金项目(10702022)

作者简介: 谢凡(1985—), 男, 硕士。

现急剧下降,对应于材料的起裂点,点 *E* 为圆棒完全断裂的时刻。通过观察实时输出的载荷-位移曲线,在材料开始屈服后,测量并记录不同时刻的载荷、直径、位移值,直至试件被拉断。实验结束后测量断面直径。试件工程应力应变曲线如图 2 所示,拉断后的试件如图 3 所示。

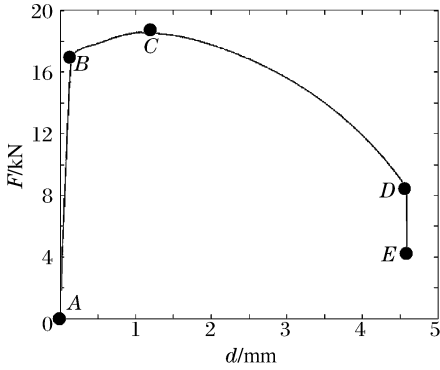


图 1 拉伸试件的典型载荷-位移曲线
Fig. 1 Typical load-displacement curve

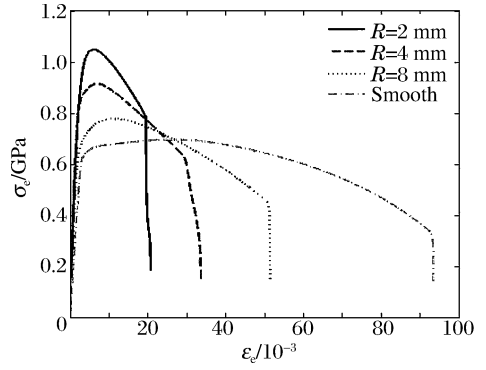


图 2 试件工程应力应变曲线
Fig. 2 Engineering stress-strain curves

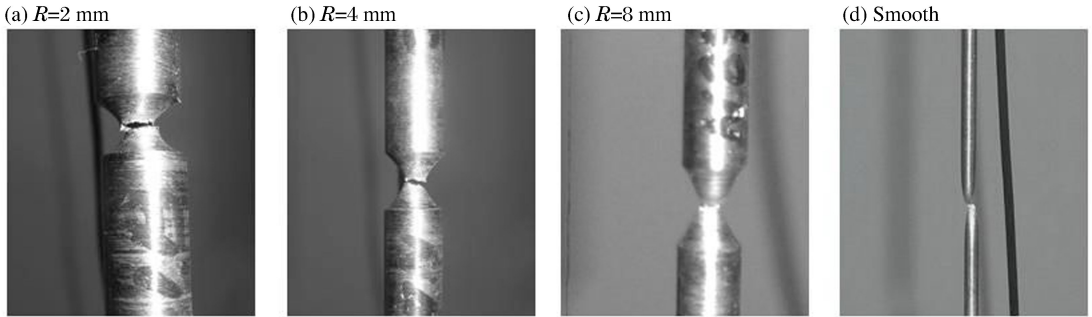


图 3 拉断后的各类试件
Fig. 3 Specimens after fracture

由图 3 可以看出,拉伸试件在对应的应力三轴度范围内,呈帽杯型断裂,表明试件属于典型的延性失效。由图 2 可以看出,随着缺口半径的增大(光滑圆棒可认为缺口半径为无穷大),材料的等效弹性模量减小,工程应力应变曲线越来越低,表明材料的等效屈服应力也在减小,而缺口半径的增大意味着试件应力三轴度的减小,与文献[5]中结论相吻合。

1.2 Bridgman 方法求取真实应力应变

工程应用中,通常在光滑圆棒拉伸实验的基础上采用半经验半解析的 Bridgman 公式^[7]求取材料的真实应力应变数据。即光滑试件颈缩前,试件的真实应力应变同工程应力应变存在如下对应关系

$$\sigma_t = \sigma_e (1 + \epsilon_e) \tag{1}$$

$$\epsilon_t = \ln(1 + \epsilon_e) \tag{2}$$

式中: σ_t 和 ϵ_t 分别表示材料的真实应力和真实应变, σ_e 和 ϵ_e 分别表示材料的工程应力和工程应变。

试件产生颈缩后,横截面不再均匀变化,颈缩处的材料不再处于单向受拉状态而处于三向应力状态,需要对公式(1)计算得到的真实应力用 Bridgman 方法进行修正。一般认为,最大载荷后,材料有颈缩现象发生。因此对于光滑圆棒,当拉伸载荷开始下降时,运用 Bridgman 方法对计算得到的应力进行修正

$$\frac{\sigma_b}{\sigma_t} = \frac{1}{(1 + 2R/r) \ln(1 + r/2R)} \tag{3}$$

式中: σ_b 为经 Bridgman 方法修正后的真实应力, R 为颈缩表面的曲率半径(即缺口半径), r 为颈缩处横截面的最小半径。应用 Bridgman 方法最大的难点在于实验中难以确定颈缩的几何尺寸值 r/R 。G. Le Roy^[8]给出了关于颈缩几何尺寸的经验公式,即

$$r/R = 1.1(\epsilon - \epsilon_{p,\max}) \quad (4)$$

式中: $\epsilon_{p,\max}$ 为最大载荷时对应的真实应变。LING Yun^[9] 指出,只要能准确测得 R 和 r ,运用 Bridgman 方法就能够很好地预测圆棒颈缩后的应力应变关系。

1.3 有限元迭代计算修正

考虑到 Bridgman 方法的不足,本文中采用有限元迭代计算与实验结果相比较的方法,得到材料的真实应力-塑性应变关系。该方法的具体步骤如下:

(1)通过圆棒拉伸实验,得到材料的载荷-位移曲线。

(2)采用节 1.2 的方法获得材料的初始真实应力应变曲线。

(3)考虑到光滑圆棒存在一定的加工缺陷(由于材料屈服强度高,截面直径小,导致加工时截面尺寸不均匀,常出现光滑段两端直径小、中间直径大的现象),采用初始真实应力应变曲线,对缺口半径为 2 mm 的缺口圆棒进行有限元计算,得到载荷-位移曲线,并与实验得到的载荷-位移曲线进行比较,计算两者的相对误差。

(4)根据步骤(3)的相对误差,调整对应应变处的应力输入数值,调整的幅值可根据公式(3)进行计算。并用新的应力应变曲线取代步骤(3)中初始应力应变曲线。

(5)不断重复步骤(3)~(4)的过程,直至有限元计算和实验得到的载荷-位移曲线基本吻合为止。这种方法需要多次迭代计算,才能获得比较满意的结果。

在进行有限元迭代计算时,在缺口附近采用了较细的网格以避免网格尺寸的影响,选用 4 节点的轴对称实体单元建立了试件的 1/2 模型,并沿径向划分了 20 个单元,单元的轴向尺寸同径向尺寸大致相当。轴对称模型的一端固定,另一端施加恒定的速度模拟拉伸过程。

为了使光滑圆棒产生颈缩,在试件中间沿径向制造了几何缺陷,如图 4 所示。径向最大缺陷量保持为 0.1 mm, L 为轴向缺陷尺寸。通过对不同大小的初始缺陷(0.1 mm/ L 分别为 0.05, 0.01, 0.005)模型分别进行计算表明,当初始缺陷比例为 0.05 时,有限元计算结果与实验结果较难吻合,初始缺陷比例等于 0.01 和 0.005 时,有限元计算结果能很好地吻合实验结果,计算中采用的初始缺陷比例为 0.01。图 5 给出了迭代后,实验与有限元计算的载荷位移曲线比较。

由图 5 可看出,虽然真实应力应变数据是由缺口半径为 2 mm 的试件迭代计算得到,但用该组数据计算得到的其他缺口圆棒的载荷-位移曲线同实验结果吻合得很好;由计算得到的光滑圆棒载荷-位移曲线在 2 mm 伸长量处同实验结果稍有偏差,这可能同光滑圆棒的加工缺陷有关。总体来说,有限元计算结果准确地预测了所有类型试件的实验结果,表明用有限元迭代计算修正方法获取材料真实应力应变曲线是可行的。

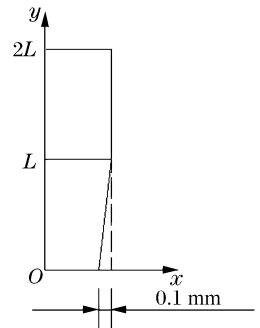


图 4 缺陷设置示意图
Fig. 4 The defect set on the smooth specimen

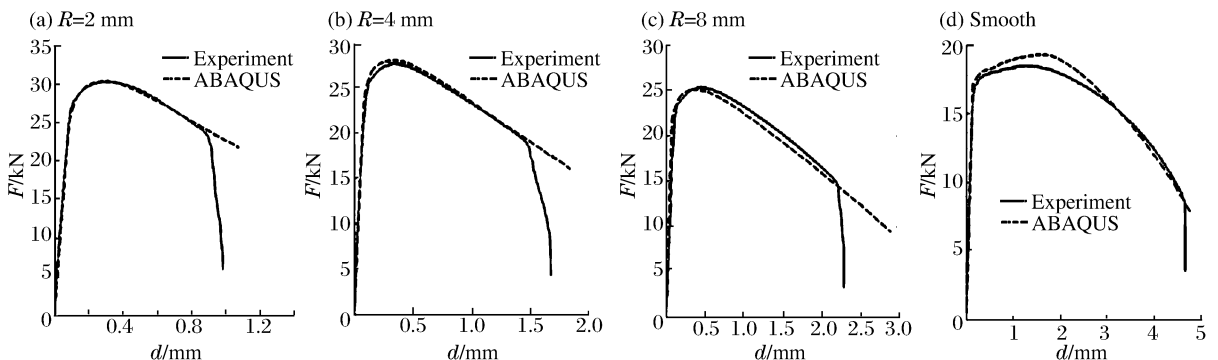


图 5 实验和有限元计算得到的不同类型试件的载荷-位移曲线比较

Fig. 5 Comparisons of load-displacement curves for smooth and notched specimens

between experiments and numerical results

1.4 Johnson-Cook 模型

材料模型由本构模型和失效模型两部分构成,具体形式分别为

$$\sigma = (A + B\epsilon^n)(1 + C \ln \dot{\epsilon}^*)(1 - T^{*m}) \tag{5}$$

$$\epsilon_f = [D_1 + D_2 \exp(D_3 \sigma^*)](1 + D_4 \ln \dot{\epsilon}^*)(1 + D_5 T^*) \tag{6}$$

式中: σ 为 Mises 流动应力, ϵ 是等效塑性应变, $\dot{\epsilon}^* = \dot{\epsilon}/\dot{\epsilon}_0$,为量纲一塑性应变率, $\dot{\epsilon}_0$ 为准静态试验的应变率, $T^* = (T - T_r)/(T_m - T_r)$,为量纲一温度, T 是试件环境温度, T_r 是室温, T_m 为材料的熔点, A, B, n, C, m 为待定的材料参数。 $\sigma^* = \sigma_m/\bar{\sigma}$,表示应力三轴度, σ_m 为球应力, $\bar{\sigma}$ 为 Mises 等效应力。

在不考虑应变率和温度影响的前提下,用 J-C 本构模型的第 1 项来拟合节 1.2 中材料的真实应力应变数据,可得到材料参数 A, B, n ,拟合曲线如图 6 所示。图中,曲线的拟合方程为: $\sigma/\text{MPa} = 580 + 354\epsilon^{0.314}$,对应的材料参数 A, B, n 分别为 580 MPa、354 MPa 和 0.314。

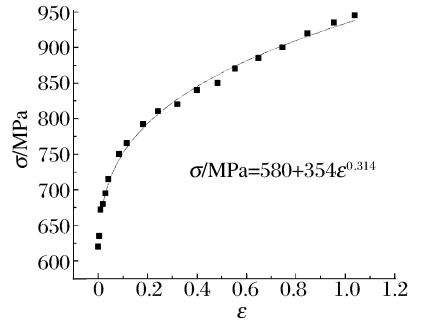


图 6 材料参数 A, B, n 的有限元结果拟合曲线
Fig. 6 The fitted curve of material parameters A, B and n from numerical results

2 断裂应变与应力三轴度的对应关系

2.1 实验方法

对于 J-C 失效模型中的参数 D_1, D_2 和 D_3 ,可以通过光滑圆棒和缺口圆棒的准静态拉伸实验求取。每个试件的断裂应变可根据试件被拉断后的断面直径得到

$$\epsilon_f = 2 \ln(d_0/d_f) \tag{7}$$

每个试件对应的应力三轴度,通常认为是在缺口最小横截面的径向中心处最大,可根据 Bridgman 方法求取,即

$$\sigma_{\max}^* = 1/3 + \ln(1 + r/2R) \tag{8}$$

该方法进一步假定试件的应力三轴度在变形过程中保持常数,因此只需将试件的初始几何尺寸代入式(8),便可求得每个试件的应力三轴度值。

这种单纯通过实验来获得断裂应变和应力三轴度关系的方法存在明显的缺陷。首先,实验中由于很难准确获取图 2 中点 D 对应的最小截面直径,而用点 E 对应的断面直径代替。虽然过程 DE 非常短暂,但实验中发现,两个时刻的直径相差达 0.4 mm 左右,这会给断裂应变的估算带来相当大的误差。其次,试件在变形过程中, r 和 R 会发生明显变化,使试件的应力三轴度发生变化,A. C. Mackenzie 等^[10]、T. Borvik 等^[6] 分别通过实验和有限元方法证实了这一点。

2.2 有限元计算修正

考虑实验方法的缺陷,借助有限元计算获取各试件在起裂时刻对应的应力、应变分量,进而修正断裂应变和应力三轴度之间的关系,以便能更准确地求取材料参数 D_1, D_2 和 D_3 。在用有限元方法修正时,以试件点 D 对应的伸长量为参照,获取有限元计算中在同等伸长量下的最小截面直径。图 7 中给出了有缺口和光滑圆棒最小截面中心处应力三轴度随伸长量的变化规律。

由图 7 可发现,Bridgman 方法估算的应力三轴度只是在试件变形初期同有限元结果较为吻合。随着试件伸长量的增大,缺口圆棒的应力三轴度也不断增大,而光滑圆棒的应力三轴度在接近起裂时刻时出现一个峰值,随后会出现明显下降。图 7 证实,试件缺陷或缺口中心处应力三轴度在试件的变形过程中并不为常数,因此有必要借助有限元方法修正应力三轴度同断裂应变的对应关系。光滑圆棒和缺口圆棒在起裂时刻对应的应力云图如图 8 所示。

实验中,虽然很难直接测得每个试件在点 D 对应时刻的最小截面直径,但通过线性插值的办法可大致得到。所有试件在起裂时刻对应的最小截面直径的实验值 $d_{f,e}$ 、有限元计算值 $d_{f,n}$ 及最小截面中心处的应力三轴度值列于表 1。由表 1 可知,起裂时刻最小截面直径的有限元计算结果同实验结果的误

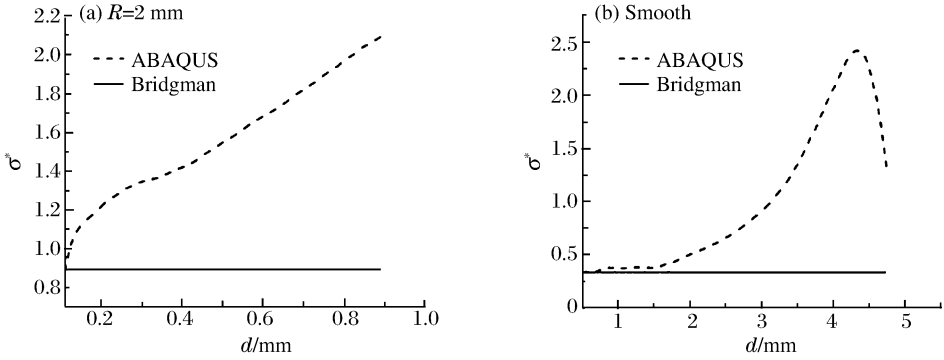


图 7 不同类型试件的应力三轴度变化规律

Fig. 7 The evolution of stress triaxiality for smooth and notched specimens

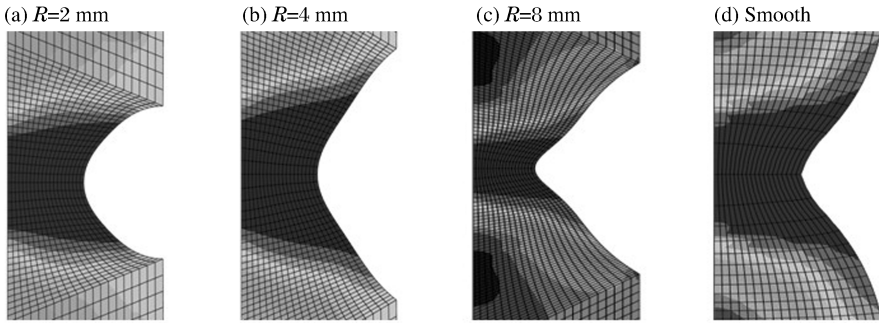


图 8 不同类型试件在起裂时刻对应的 Mises 应力云图

Fig. 8 The Mises stress contours of smooth and notched specimens at crack initiation time

差均在 5% 以内,说明有限元计算结果是可信的。在忽略应变率和温度影响后,可以用 J-C 失效模型的第 1 项拟合表 1 中的最后两列数据,得到的曲线如图 9 所示。拟合曲线的方程为: $\epsilon_{f1} = -2.5 + 6.0 \exp(-0.5\sigma^*)$, 材料参数 D_1 、 D_2 和 D_3 分别为 -2.5、6.0 和 -0.5。

表 1 试件的相关参量

Table 1 Some related parameters of specimens

R/mm	d_0 /mm	$d_{f,c}$ /mm	$d_{f,n}$ /mm	$\epsilon_{f,n}$	σ^*
2	6.18	4.81	4.94	0.45	2.15
4	6.95	4.82	4.96	0.68	1.87
8	6.06	3.42	3.32	1.20	1.52
Smooth	5.82	2.86	2.74	1.50	1.32

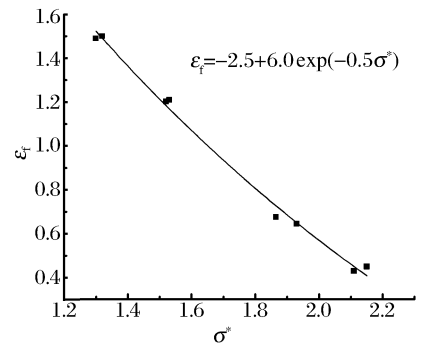


图 9 材料参数 D_1 、 D_2 、 D_3 的有限元结果拟合曲线

Fig. 9 The fitted curve of material parameters

D_1 、 D_2 and D_3 from numerical results

3 平板撞击实验及有限元计算

为了检验通过有限元计算修正断裂应变和应力三轴度的方法是否正确,对该高强度钢制成的矩形板做了撞击实验,并用拟合得到的材料参数对每个撞击实验进行了模拟。在有限元计算时,平板采用壳单元,撞击头采用实体单元,并通过改变密度来达到撞击头重量的匹配。关于应变率和温度的影响,采用了文献[11]中钢材的实验数据,有限元计算中所采用的主要材料参数分别为: $\rho = 7.85 \text{ t/m}^3$, $E = 220 \text{ GPa}$, $\nu = 0.3$, $A = 580 \text{ MPa}$, $B = 354 \text{ MPa}$, $n = 0.314$, $C = 0.28$, $m = 1.06$, $T_m = 1.783 \text{ kK}$, $T_r = 293 \text{ K}$, $D_1 = -2.5$, $D_2 = 6.0$, $D_3 = -0.5$, $D_4 = 0.005$, $D_5 = 0.94$ 。

用该高强度钢制成厚度为 5 mm、尺寸为 600 mm × 800 mm 的矩形板试件,撞击头为椎首球鼻形,质量 295 kg,实验在华中科技大学的水上冲击试验塔上进行。通过将撞击头提升至不同的高度,获得

通过有限元计算修正断裂应变和应力三轴度的方法是否正确,对该高强度钢制成的矩形板做了撞击实验,并用拟合得到的材料参数对每个撞击实验进行了模拟。在有限元计算时,平板采用壳单元,撞击头采用实体单元,并通过改变密度来达到撞击头重量的匹配。关于应变率和温度的影响,采用了文献[11]中钢材的实验数据,有限元计算中所采用的主要材料参数分别为: $\rho = 7.85 \text{ t/m}^3$, $E = 220 \text{ GPa}$, $\nu = 0.3$, $A = 580 \text{ MPa}$, $B = 354 \text{ MPa}$, $n = 0.314$, $C = 0.28$, $m = 1.06$, $T_m = 1.783 \text{ kK}$, $T_r = 293 \text{ K}$, $D_1 = -2.5$, $D_2 = 6.0$, $D_3 = -0.5$, $D_4 = 0.005$, $D_5 = 0.94$ 。

不同的初始撞击速度,忽略轨道摩擦带来的影响后,初始撞击速度

$$v_0 = \sqrt{2gh} \tag{9}$$

式中: v_0 为撞击头撞击平板(即撞击头刚接触平板)的初始速度, h 为撞击头的提升高度, g 为重力加速度。当 $h=3.0$ m时, $v_0=7.668$ m/s,试件最终破损;当 $h=2.5$ m时, $v_0=7.0$ m/s,试件未破。

图 10 给出了冲击高度在 3.0 m 时计算与实验结果比较,有限元计算在破损结果上同实验结果吻合很好。试件在撞击过程中撞击力的变化规律如图 11 所示。由图可知,有限元结果能正确反映实验过程中撞击力的变化规律:当 $h=3.0$ m时,在实验过程中的撞击力峰值 $F_{e,max}=227.200$ kN,有限元计算结果的撞击力峰值为 $F_{n,max}=234.732$ kN,与实验结果的误差仅为 3.3%;当 $h=2.5$ m时,在实验过程中的撞击力峰值 $F_{e,max}=235.190$ kN,有限元计算结果的撞击力峰值 $F_{n,max}=236.636$ kN,与实验结果的误差仅为 0.6%。2 个试件撞击力的峰值误差均在 5%以内,说明通过有限元方法得到的 J-C 材料模型的主要参数是正确可靠的。

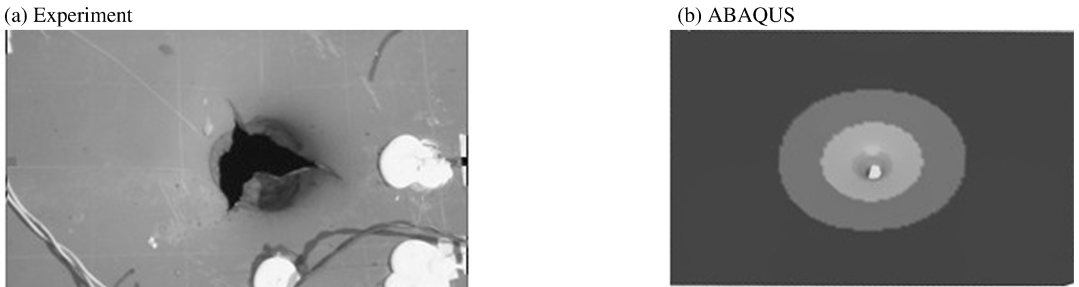


图 10 矩形板最终变形的有限元计算与实验结果比较

Fig. 10 Comparisons of the final deformations of rectangular plates between numerical and experimental results

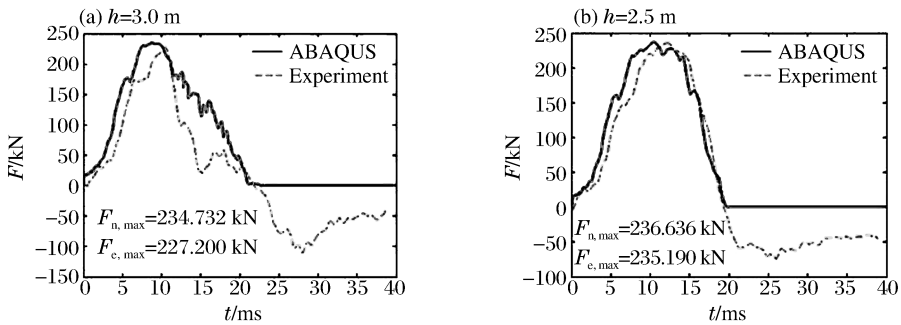


图 11 撞击力的有限元结果和实验结果比较

Fig. 11 Comparisons of impact forces between numerical and experimental results

4 结 论

(1)通过与实验结果比较,证明有限元迭代计算可以较准确地得到材料的真实应力应变曲线。

(2)不同应力状态下材料的断裂性能有所不同:随着应力三轴度的减小,材料的等效屈服应力减小,断裂应变增大。通过实验与有限元计算相结合的方法,能够更准确地得到材料断裂应变和应力三轴度的对应关系。

(3)采用 Johnson-Cook 本构模型及失效模型能有效描述高强度钢在不同应力三轴度下的力学特性。基于本文中材料参数的修正方法,在有限元计算中采用 Johnson-Cook 模型计算撞击问题时能够得到与试验相吻合的结果。

参考文献:

[1] Johnson G R, Cook W H. Fracture characteristics of three metals subjected to various strains, strain rates, temperatures and pressures[J]. Engineering Fracture Mechanics, 1985,21(1):31-48.

- [2] Kurtaran H. Ballistic impact simulation of GT model vehicle door using finite element method[J]. *Theoretical and Applied Fracture Mechanics*, 2003,40(2):113-121.
- [3] Børvik T, Hopperstad O S. A computational model of viscoplasticity and ductile damage for impact and penetration [J]. *European Journal of Mechanics A—Solids*, 2001,20(5):685-712.
- [4] Gupta N K, Iqbal M A. Experimental and numerical studies on the behavior of thin aluminum plates subjected to impact by blunt- and hemispherical-nosed projectiles[J]. *International Journal of Impact Engineering*, 2006,32(12):1921-1944.
- [5] 朱浩,朱亮.应力三轴度和应变率对 6063 铝合金力学性能的影响及材料表征[J]. *材料科学与工程学报*,2007,25(3):358-362.
ZHU Hao, ZHU Liang. Influence of stress triaxiality and strain rate on the mechanics behavior of 6063 aluminum alloy and material characterization[J]. *Journal of Materials Science and Engineering*, 2007,25(3):358-362.
- [6] Børvik T, Hopperstad O S. On the influence of stress triaxiality and strain rate on the behaviour of a structural steel. Part II. Numerical study[J]. *European Journal of Mechanics A—Solids*, 2003,22(1):15-32.
- [7] Bridgman P W. *Studies in large plastic flow and fracture*[M]. New York: McGraw-Hill, 1952.
- [8] Le Roy G, Embury J D. A model of ductile fracture based on the nucleation and growth of voids[J]. *Acta Metallurgica*, 1981,29(8):1509-1522.
- [9] LING Yun. Uniaxial true stress-strain curve after necking[J]. *AMP Journal of Technology*, 1996,5(1):37-48.
- [10] Mackenzie A C, Hancock J W, Brown D K. On the influence of state of stress on ductile failure initiation in high strength steels[J]. *Engineering Fracture Mechanics*, 1977,9(1):167-188.
- [11] 何庆,宣海军.薄靶板受叶片形弹体撞击的数值仿真研究[J]. *工程力学*,2010,27(4):234-239.
HE Qing, XUAN Hai-jun. Numerical simulation of a thin plate impacted by blade projectile[J]. *Engineering Mechanics*, 2010,27(4):234-239.

Updating of the stress triaxiality by finite element analysis^{*}

XIE Fan, ZHANG Tao, CHEN Ji-en, LIU Tu-guang

(*School of Naval Architecture and Ocean Engineering, Huazhong University of Science and Technology, Wuhan 430074, Hubei, China*)

Abstract: The stress triaxiality is the most important factor that controls initiation of ductile fracture, besides the strain level. Quasi-static tensile tests on smooth and notched specimens of high strength steel were carried out, and numerical simulations of the tests were performed using finite element code ABAQUS. Based on the experimental and numerical results, some material parameters of the Johnson-Cook constitutive model and the fracture model were obtained. Finally, rectangular plates made of the high strength steel were collided by dropping punch, and numerical simulations were performed using the Johnson-Cook model obtained previously. Good agreements were found between the tests and the numerical results, which illustrated that it was reliable to update the stress triaxiality by numerical simulations of tensile tests.

Key words: solid mechanics; stress triaxiality; finite element analysis; tensile experiments

* Received 13 October 2010; Revised 1 April 2011

Supported by the National Natural Science Foundation of China (10702022)

Corresponding author: ZHANG Tao, zhangt7666@hust.edu.cn