DOI: 10.11883/1001-1455(2016)01-0057-07

基于夏比冲击试验的材料失效模型参数*

徐小东[1],李华良[2],张 涛[1]
(1.华中科技大学船舶与海洋工程学院,湖北 武汉 430074;
2.中国船舶重工集团公司第七一九研究所,湖北 武汉 430064)

摘要:结合夏比冲击试验和 ABAQUS 显式动力数值模拟,对 Q370d 钢进行了 Johnson-Cook 失效模型参数研究。首先,在不考虑材料失效的情况下,通过 3 种不同厚度的无缺口试件冲击实验对有限元模型参数设置和材料本构模型的准确性进行了验证,同时还讨论了试件断裂区网格的合适尺寸;在此基础上,基于正交设计,通过大量的有限元数值模拟得到失效模型参数样本,利用回归分析求得冲击功与失效模型参数的回归方程组;最后结合夏比 V 型缺口冲击试验,求解 Q370d 钢的失效模型参数,并对断裂截面的力学特性进行了分析,可为工程应用提供参考。

关键词:固体力学;Johnson-Cook 失效模型参数;夏比冲击试验;Q370d 钢;正交设计;回归分析
中图分类号:O346.1 **国标学科代码**:1301545 **文献标志码**:A

在爆炸冲击领域,材料的动态破坏问题一直是研究的热点和难点[1]。相关研究一般需要从材料实验入手,常见的实验有:拉伸、压缩及剪切等准静态实验,Hopkinson 压杆、泰勒杆及夏比冲击试验等动态实验[2-6]。由于测量技术的限制,实验一般只能测定较宏观的物理量,而全面深刻地表征材料的力学特性,还需要结合高精度的有限元模拟。

材料失效模型是模拟结构破坏的关键,相关研究很多。通过对铝合金试件进行的大量研究,有了一个基于材料宏观破坏失效应变的 BW(Bao Yingbin-Wierzbickis)失效模型,这种失效模型将断裂分为 3 种模型:韧性断裂模式、剪切断裂模式及混合断裂模式,适用范围较广[7-8]。Y. W. Lee[9] 基于平面应力状态模型实验对 BW 失效准则进行了修正,通过引入断裂主应变空间概念,给出了基于失效主应变的 FFLD(fracture forming limit diagram)失效模型。M. Luo 等[10] 提出了一种基于拉伸与弯曲耦合作用下的 MMC(modified Mohr-Coulomb)断裂失效模型。而工程上应用最广的是 JC 本构和失效模型[11],该模型是很多学者进行材料力学性能研究的基础[12-13]。对于金属材料,JC 本构模型能较好地反映材料塑性强化、应变率硬化和温度软化效应,而且形式相对简单。相应的 JC 失效模型则充分考虑了应力三轴度、应变率和温度对材料失效应变的影响,模型参数具有明确的物理意义。然而,针对工程上的具体材料,相应的模型参数一般需要进行一系列材料实验才能得到,尤其应变率相关的参数的实验,复杂且价格昂贵。

Q370d 钢强度高、韧性好,在桥梁、船舶等焊接结构中应用广泛[14]。本文中,结合夏比冲击试验[15]和数值模拟,利用正交设计和回归分析对 Q370d 钢的 JC 失效模型参数进行研究,试图探索获取 JC 失效模型参数的方法。

1 有限元模型

1.1 网格模型

图 1 为 V 型缺口试样的有限元模型图,笛卡尔坐标系 Oxy 平面为冲击平面。试件横截面厚度为 B,高度为 W,长度为 L,V 型缺口试件的深度为 a。标准试样无 V 型缺口。

* **收稿日期**:2014-07-18;**修回日期**:2015-04-30
基金项目:国家自然科学基金项目(10702022);华中科技大学青年教师基金项目(0114140034)
第一作者:徐小东(1990—),男,硕士;**通讯作者**:张 涛,zhangt7666@hust.edu.cn。

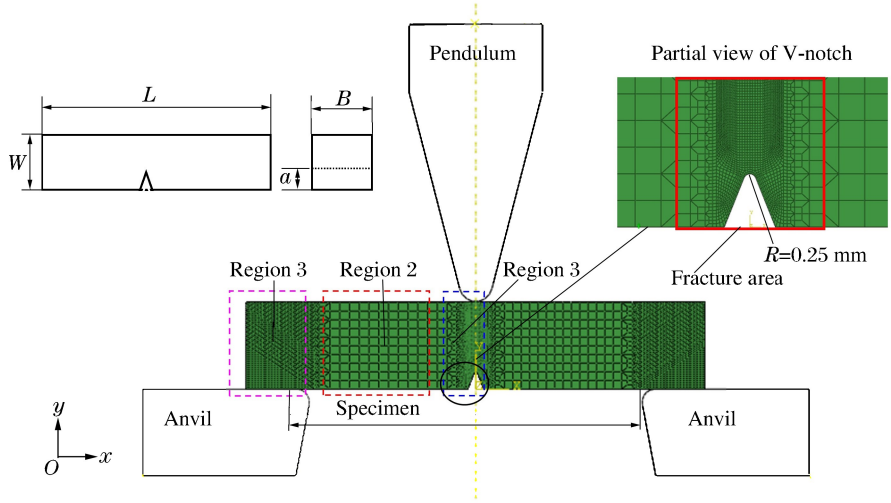

图 1 夏比冲击试验 V 型缺口试件的几何、网格图

Fig. 1 Geometry and grid for Charpy V-notch test specimen

撞击平面内，区域 1 为缺口及刀刃撞击区，应力梯度变化大，单元需准确模拟材料的塑性及破坏，采用精细网格(0.1 mm)；区域 2 为弹性应力波传播区，由 3 级 1∶2 过渡为粗网格；区域 3 为砧座接触区，为了准确模拟砧座接触力，由 2 级 2∶1 过渡为较密网格。横向采用全均匀网格，为了保持断裂区单元较好的形状比，横向网格尺寸统一为 0.1 mm。虽然这样处理会使弹性区域网格形状比过大，但由于横向应力梯度变化较小，这种网格不会导致较大误差。摆锤与砧座简化为解析刚体，与试件之间定义自动接触。

1.2 材料模型

材料采用 JC 本构模型和失效模型进行描述，表达式分别为：

$$\sigma_y=(d_1+d_2\varepsilon_p^n)(1+d_3\ln\dot{\varepsilon}/\dot{\varepsilon}_0)(1-T^{*m}) \tag{1}$$

$$\bar{\varepsilon}_D^{pl}=[D_1+D_2\exp(D_3\sigma^*)](1+D_4\ln\dot{\varepsilon}/\dot{\varepsilon}_0)(1+D_5T^*) \tag{2}$$

式中：$\dot{\varepsilon}_0$ 为准静态实验应变率，一般取 10^{-4} s^{-1}，$T^*=(T-T_r)/(T_m-T)$，T_r 时室温，T_m 为材料熔点，$\bar{\varepsilon}_D^{pl}$ 为材料的临界失效应变函数，σ^* 为应力三轴度(平均应力 σ_m 与 Mises 应力 $\bar{\sigma}$ 的比值)，其他为材料参数。忽略温度因素，Q370d 钢的 JC 本构模型参数分别为：$d_1=350.40$ MPa，$d_2=565.16$ MPa，$n=0.483$，$d_3=0.019$。其中，d_1、d_2、n 通过圆棒准静态拉伸实验获得，而应变率参数 d_3 由于实验条件有限，参考了文献[16]。下面对 3 种厚度的无缺口试件进行实验和数值模拟。如图 2 所示，试件厚度 W 分别为 4、5 和 6 mm，每组厚度为两个试件，共 6 个，实验结果取平均值。在 300 J 的摆锤试验机上进行实验，摆锤初始冲击速度为 5.2 m/s。定义实验后试件中横截面上的两个特征参数为 d_t 和 d_c，试件长度方向上的特征参数为 l(见表 1)。由表 1 可以看到：3 种厚度试件的冲击功值，数值模拟与实验的误差在 3% 之内，变形后特征参数的误差不超过 7%，这表明数值模型和本构参数有较高精度。

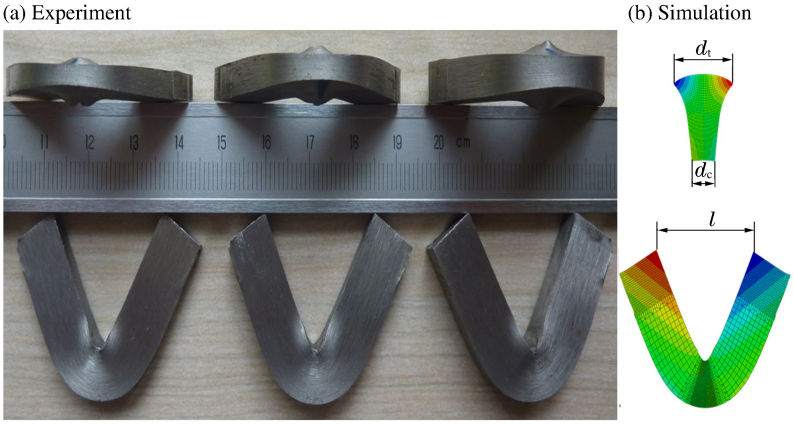

图 2 标准试件的最终变形

Fig. 2 Final deformation of the standard specimens

表 1 标准试件的实验和数值模拟结果

Table 1 Experimental and simulated results of the standard specimens

W /mm	$A_{k,exp}$ /J	$A_{k,num}$ /J	ε_{A_k} /%	$d_{t,exp}$ /mm	$d_{t,num}$ /mm	ε_{d_t} /%	$d_{c,exp}$ /mm	$d_{c,num}$ /mm	ε_{d_c} /%	l_{exp} /mm	l_{num} /mm	ε_l /%
4	181.7	180.3	−0.8	6.86	7.26	5.8	2.52	2.69	6.7	24.93	23.89	−4.2
5	226.6	224.7	−0.8	8.17	8.71	6.6	3.22	3.39	5.3	25.37	24.04	−5.5
6	277.8	270.6	−2.6	9.40	9.94	5.7	3.91	4.09	4.6	25.33	23.87	−6.1

1.3 断裂区网格尺寸讨论

为了考察不同网格尺寸对数值模拟结果的影响，取一组典型的失效模型参数（$D_1=0.177$，$D_2=3.825$，$D_3=1.845$，$D_4=0$），采用二维模型，对试件的断裂区分别划分 5 种不同尺寸网格，讨论模型对网格的敏感性和依赖性，结果对比见表 2。表中，Δd 为最大网格尺寸，A_{k1} 为不考虑失效模型的冲击功，A_{k2} 为考虑失效模型的冲击功，F_m 为摆锤的最大冲击力。

表 2 不同断裂区网格尺寸下的冲击功、摆锤冲击力

Table 2 Impact energy and pendulum force in plane models with different mesh sizes

Δd/mm	A_{k1}/J	A_{k2}/j	F_m/kN
0.300	14.69	9.45	0.417
0.200	14.69	8.12	0.334
0.100	14.78	7.14	0.277
0.075	14.81	7.36	0.291
0.050	14.81	6.99	0.275

可以看到：在不引入失效模型，冲击功对网格敏感性较小，断裂区网格最大尺寸为 0.3 mm 就能达到较高精度，冲击功变化值不到 1%。而在考虑材料失效的情况下，最大网格尺寸在小于 0.1 mm 后趋于稳定，冲击功值变化小于 5%，同时摆锤的最大冲击力也随之趋于稳定。因此，综合考虑计算资源以及计算精度，断裂区的最大网格尺寸选为 0.1 mm。

2 失效模型参数拟合

2.1 参数分析

材料的失效过程一般包括损伤起始和损伤演化两个过程。如图 3 所示，在 F 点及 F 点之前 $D=0$，材料单元没有发生任何损伤，在 G 点 $D=1$，材料单元完全破坏，在 FG 段之间的点，则将材料刚度乘以缩减系数（1～D），模拟材料的塑性软化。

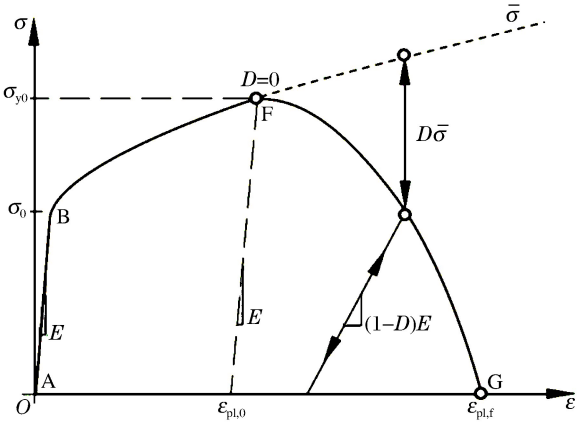

图 3 材料破坏的典型应力应变曲线

Fig. 3 Typical stress-strain curves during the material damage progress

对于 JC 失效模型，损伤起始方程（式（2））为 3 个表达式相乘，分别表征应力三轴度、应变率和温度的影响，各表达式之间参数不相互影响，共包含 D_1～D_5 等 5 个参数。对于应变率参数 D_4，一般需要进行不同应变率的实验，而夏比冲击试验应变率水平一般在 10^3～5×10^3 s^{-1} 范围，不能反映材料在不同应变率下的特性，因此难以单纯通过夏比冲击试验对 D_4 进行优化拟合。而温度参数 D_5 对实验条件要求较高，所以在忽略温度影响的情况下，本文中只对 D_1、D_2、D_3 等 3 个参数进行优化拟合。

对于损伤演化参数，一般采用等效塑性变形 $\bar{u}_{pl}$ 或断裂能 G_f 来定义，对于金属材料一般建议采用 $\bar{u}_{pl}$，其定义如下：$\dot{\bar{u}}_{pl}=L_e\,\dot{\bar{\varepsilon}}_{pl}$，其中 L_e 为单元的特征长度。当单元的等效塑性变形 $\bar{u}_{pl}$ 到达 $\bar{u}_{pl,f}$ 时，单元材料完全破坏。但很难通过实验直接得到 $\bar{u}_{pl,f}$ 具体值，一般取单向拉伸实验得到的延伸率乘以单元长度[17]。本文中单元长度为 0.1 mm，材料的延伸率通过拉伸实验测得为 0.21，因此 $\bar{u}_{pl,f}$ 取 0.021。

2.2 参数拟合

这里设计不同参数水平，通过数值模拟得到参数与冲击功的分析样本，再通过回归分析得到冲击功与模型参数之间的回归方程，最后结合夏比冲击试验冲击功来求解回归方程组。各参数取 5 个水平，$D_1\in(0.15,0.2,0.25,0.3,0.35)$，$D_2\in(3,4,5,6,7)$，$D_3\in(-1.8,-2.2,-2.6,-3.0,-3.4)$，共 25 种组合方案，对 3 种厚度($W=10,6,4$ mm)的 V 型缺口试件，共进行了 75 次计算，试件的冲击吸收功 A_k 见表 3。

表 3 JC 失效模型的正交设计试验表

Table 3 Orthogonal design parameters for JC failure model

No.	D_1	D_2	D_3	A_k/J		
				$W=10$ mm	$W=6$ mm	$W=4$ mm
1	0.15	3	−1.8	151.57	89.04	57.61
2	0.15	4	−2.2	130.82	79.83	53.25
3	0.15	5	−2.6	113.26	67.86	46.08
4	0.15	6	−3.0	95.71	56.69	38.84
5	0.15	7	−3.4	81.50	47.67	32.54
6	0.20	3	−2.6	97.34	56.13	44.43
7	0.20	4	−3.0	92.88	54.81	34.06
8	0.20	5	−3.4	91.53	48.69	33.76
9	0.20	6	−1.8	287.76	185.80	107.57
10	0.20	7	−2.2	253.14	160.20	100.67
11	0.25	3	−3.4	87.83	48.38	31.22
12	0.25	4	−1.8	232.39	137.77	84.92
13	0.25	5	−2.2	203.56	122.17	77.73
14	0.25	6	−2.6	169.53	103.94	67.87
15	0.25	7	−3.0	150.13	87.96	57.72
16	0.30	3	−2.2	160.57	91.74	57.25
17	0.30	4	−2.6	152.92	87.35	54.97
18	0.30	5	−3.0	141.67	80.70	50.92
19	0.30	6	−3.4	129.61	73.81	46.59
20	0.30	7	−1.8	288.63	193.92	114.43
21	0.35	3	−3.0	130.85	73.26	44.74
22	0.35	4	−3.4	128.04	71.75	43.96
23	0.35	5	−1.8	286.80	179.69	103.27
24	0.35	6	−2.2	268.54	162.92	98.42
25	0.35	7	−2.6	230.74	138.54	87.47

采用线性变换对所有自变量及因变量进行归一化处理，分别将各参数取值的范围映射到区间[−1,1]上，变换后的变量加上横线来区分。考虑参数之间的相互影响，引入 $\overline{D}_1$、$\overline{D}_2$、$\overline{D}_3$，二次非线性项 $\overline{D}_1^2$、$\overline{D}_2^2$、$\overline{D}_3^2$ 和交叉乘积项 $\overline{D}_1\ \overline{D}_2$、$\overline{D}_1\ \overline{D}_3$、$\overline{D}_2\ \overline{D}_3$。利用 SPSS 程序进行逐步回归，得到：

$$\begin{cases}\overline{A}_{k,4*10}=0.234\overline{D}_1+0.388\overline{D}_2-0.693\overline{D}_3+0.132\overline{D}_3^2-0.232\overline{D}_2\overline{D}_3-0.306\\ \overline{A}_{k,6*10}=0.261\overline{D}_1+0.378\overline{D}_2-0.687\overline{D}_3+0.215\overline{D}_3^2-0.254\overline{D}_2\overline{D}_3-0.391\\ \overline{A}_{k,10*10}=0.333\overline{D}_1+0.373\overline{D}_2-0.719\overline{D}_3+0.207\overline{D}_3^2-0.205\overline{D}_2\overline{D}_3-0.285\end{cases}\tag{3}$$

每种厚度试件为 3 个，共 9 个试件 T1～T9，冲击实验结果如图 4～5 所示。T1～T9 的冲击功分别为 208.3、203.1、199.4、104.9、106.7、112.0、55.5、55.7、56.7 J。

将实验得到的冲击功各自归一化后代入回归方程的左边，则由回归方程(3)得到以 $\overline{D}_1$、$\overline{D}_2$、$\overline{D}_3$ 为变量的非线性方程，采用最小二乘法求解，得到近似解：$\boldsymbol{D}_1=(D_1=0.587,D_2=1.975,D_3=-3.586)$。可以看到：近似解的值均不在参数设定的取值范围内，为外插型。为了进一步提高计算精度，在近似解附近增加了一个三水平 $D_1\in(0.5,0.6,0.7)$、$D_2\in(1.0,2.0,3.0)$、$D_3\in(-3.0,-3.5,-4.0)$的正交设计试验，按照前面的方法可以求得近似解 $\boldsymbol{D}_2=(D_1=0.788,D_2=1.835,D_3=-3.275)$。

将 $\boldsymbol{D}_2$ 代入数值模型计算，得到 W 为 10、6、4 mm 的冲击功分别为 187.62、105.72、59.77 J，与实验平均值 200.6、107.87、56.97 J 相比，误差分别为−6.5%、−2.0%、4.9%，基本上吻合。而不同厚度试件的误差不同，可能源自其应力三轴度分布水平的差别。从冲击力曲线(见图 6)看，数值模拟结果比实验的大，原因可能为在断裂破坏时，截面附近材料瞬间温度升高，材料发生温度软化效应，导致冲头撞击力的峰值下降，冲头位移增大，而计算模拟中没考虑温度影响。另外，JC 失效模型与材料实际破坏情况可能有一定差异。图 7 为 V 型缺口试件计算的最终变形。

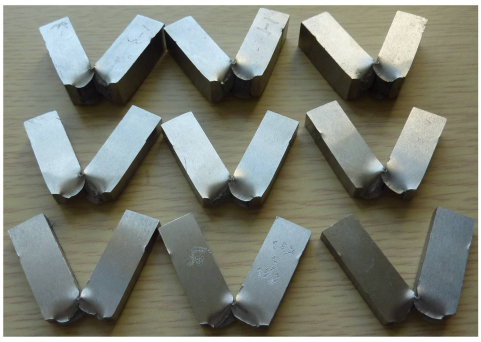

图 4　V 型缺口试件的最终变形

Fig. 4　Final deformation of V-notch specimens

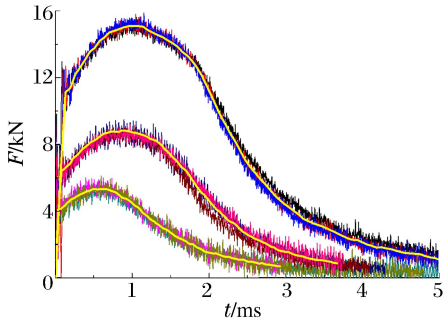

图 5　实验冲头力

Fig. 5　Experimental punch loads

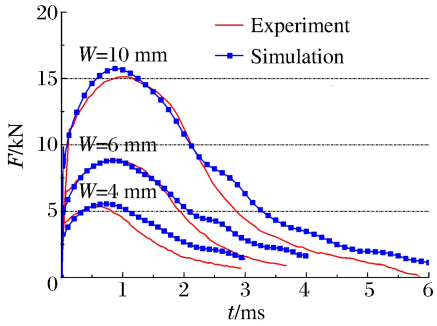

图 6　计算和实验的冲头力

Fig. 6　Computed and experimental punch loads

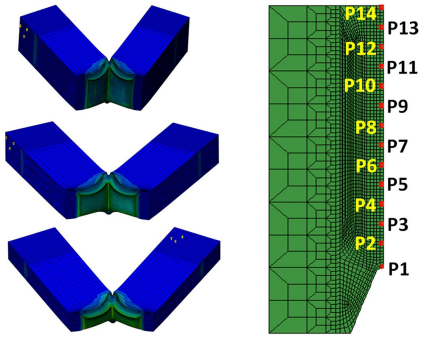

图 7　V 型缺口试件计算的最终变形及观测点

Fig. 7　Computed final deformation of V-notch specimens and location of observation points

3　断裂截面特性分析

以 4 mm 厚试件为例，图 8 给出了试件断裂截面上部分观测点单元（见图 7）等效应力-等效塑性应变的关系，这些曲线与材料的 JC 本构方程（式(1)）比较吻合，一些观测点在破坏前还经历了卸载。发生材料破坏单元的应力最终都减小到零，单元发生初始损伤的点是曲线出现折角的地方，对应曲线上标点的位置，随后材料损伤累积直到破坏。忽略弹性变形能，由 $E_{\mathrm{pl}}=\int_{0}^{\bar{\varepsilon}_{\mathrm{pl,f}}}\sigma\mathrm{d}\bar{\varepsilon}_{\mathrm{pl}}$ 和 $G_{\mathrm{f}}=\int_{\bar{\varepsilon}_{\mathrm{pl,0}}}^{\bar{\varepsilon}_{\mathrm{pl,f}}}\sigma\mathrm{d}\bar{\varepsilon}_{\mathrm{pl}}$，可以得到单元的塑性变形能密度 E_{pl} 和单元的断裂能密度 G_{f}（损伤点后的曲线面积），两者比 $\varphi=\bar{G}_{\mathrm{f}}/\bar{E}_{\mathrm{pl}}$，可以作为材料抗脆性断裂的衡量指标，比值越大表明材料抗脆性断裂能力越强。计算得到 W 为 10、6、4 mm 试件的 φ 值依次为 0.159、0.157、0.148，可见随着截面尺寸的减小，其抗脆性断裂能力减小。

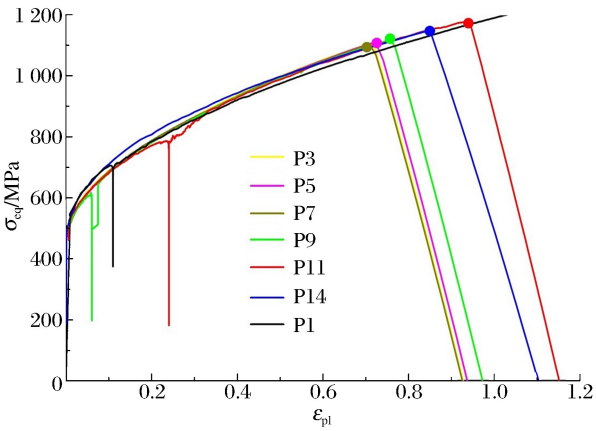

图 8　观测点的等效塑性应变与等效应力曲线

Fig. 8　Curves of equivalent stress vs equivalent plastic strain at observation points

应力三轴度是影响材料损伤失效的重要因素，截面上应力三轴度不同可能导致不同厚度试件误差大小有所差异。从试件变形图看到，试件缺口端附近观测点始终处于拉伸状态（左），另一端由压缩状态进入拉伸状态（右），分别选取两端破坏的单元作为观测点，给出了应力三轴度-等效塑性应变曲线，如图 9 所示。可见由于单元失效，曲线末端近似垂直线段。不同截面尺寸上，各单元的应力三轴度变化趋势基本一致。同一观测点，试件截面越窄，应力三轴度水平越小，且曲线变化趋势有明显的滞后现象。

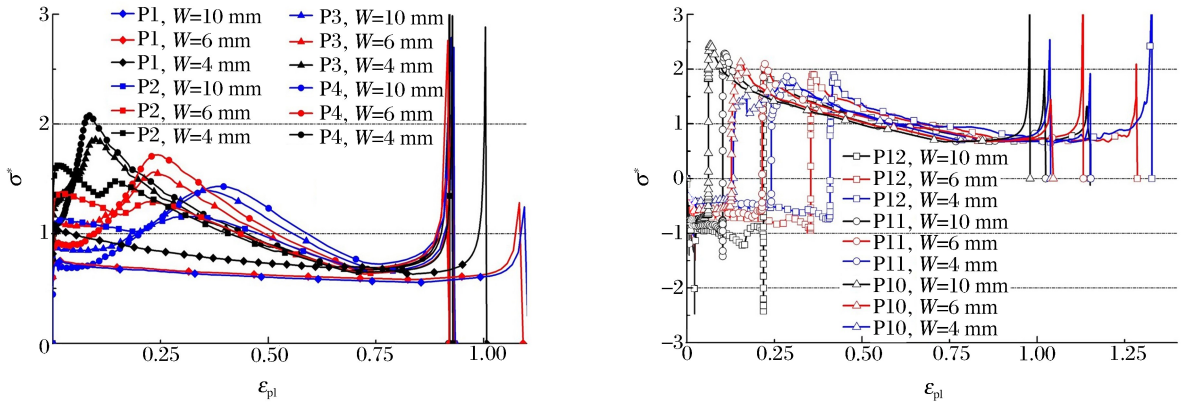

图 9 试件断裂截面上单元应力三轴度曲线

Fig. 9 Stress triaxiality curves of observation elements at the fracture cross-sections of specimens

4 结 语

材料宏观破坏时吸收的能量是表征材料破坏力学性能的一个重要指标，探究夏比冲击试验试件的冲击功与损伤失效模型参数之间的关系是研究材料动态力学性能的一种思路。本文中在对有限元模型及本构参数验证的基础上，结合正交设计和回归分析，通过夏比 V 型缺口试验及数值模拟，探讨了冲击吸收功与失效模型参量之间的关系，得到了 Q370d 钢一组具有工程适用价值的 JC 失效模型参数(D_1=0.788，D_2=1.835，D_3=−3.275)。这种结合正交设计和回归分析研究材料动态失效参数的思路是可行的。

参考文献：

[1] 朱建士，胡晓棉，王裴，等. 爆炸与冲击动力学若干问题研究进展[J]. 力学进展，2010，40(4)：401-423.
Zhu Jianshi, Hu Xiaomian, Wang Pei, et al. A review on research progress in explosion mechanics and impact dynamics[J]. Advances in Mechanics, 2010, 40(4): 401-423.

[2] Jiang F C, Vecchio K S. Hopkinson bar loaded fracture experimental technique: A critical review of dynamic fracture toughness tests[J]. Applied Mechanics Reviews, 2009, 62: (6): 1-39.

[3] 李玉龙，郭伟国，徐绯，等. Hopkinson 压杆技术的推广应用[J]. 爆炸与冲击，2006，26(5)：385-394.
Li Yulong, Guo Weiguo, Xu Fei, et al. The extended application of Hopkinson bar technique[J]. Explosion and Shock Waves, 2006, 26(5): 385-394.

[4] Rossoll A, Berdin C, Forget P, et al. Mechanical aspects of the Charpy impact test[J]. Nuclear Engineering and Design, 1999, 188(2): 217-229.

[5] 潘建华，陈学东，韩豫. −196℃奥氏体不锈钢母材与焊缝的动态断裂韧性[J]. 爆炸与冲击，2013，33(4)：381-386.
Pan Jianhua, Chen Xuedong, Han Yu. Dynamic fracture toughness of S30408 austenitic stainless steel base and weld metals at −196 ℃[J]. Explosion and Shock Waves, 2013, 33(4): 381-386.

[6] Du J, Strangwood M, Davis C L. Effect of tin particles and grain size on the charpy impact transition temperature in steels[J]. Journal of Material Science & Technology, 2012, 28(10): 878-888.

[7] Bao Y B. Prediction of ductile crack formation in uncracked bodies[D]. MIT, 2003.

[8] Zheng L. Fracture of welded aluminum thin-walled structure[D]. MIT, 2005.

[9] Lee Y W. Fracture prediction in metal sheets[D]. MIT, 2005.

[10] Luo M, Wierzbicki T. Numerical failure analysis of a stretch-bending test on dual-phase steels using a phenomenologicla fracture model[J]. International Journal of Solids and Structures, 2010, 47(22/23): 3084-3102.

[11] 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.

[12] 陈刚，陈忠富，徐伟芳，等. 45 钢的 JC 损伤失效参量研究[J]. 爆炸与冲击，2007，27(2)：131-135.
Chen Gang, Chen Zhongfu, Xu Weifang, et al. Investigation on the J-C ductile fracture parameters of 45 steel[J]. Explosion and Shock Waves, 2007, 27(2): 131-135.

[13] 张伟，肖新科，魏刚. 7A04 铝合金的本构关系和失效模型[J]. 爆炸与冲击，2011，31(1)：81-87.
Zhang Wei, Xiao Xinke, Wei Gang. Constitutive relation and fracture model of 7A04 aluminum alloy[J]. Explosion and Shock Waves, 2011, 31(1): 81-87.

[14] 王磊，高彩茹，王彦锋，等. 我国桥梁钢的发展历程及展望[J]. 机械工程材料，2008，32(5)：1-3.
Wang Lei, Gao Cairu, Wang Yanfeng, et al. Development of bridge steels in China[J]. Materials for Mechanical Engineering, 2008, 32(5): 1-3.

[15] GB/T 229-2005 金属夏比缺口冲击试验方法[S].

[16] 于文静，史健勇，赵金城. Q345 钢材动态力学性能研究[J]. 建筑结构，2011，41(3)：28-30.
Yu Wenjing, Shi Jianyong, Zhao Jincheng. Research of dynamic mechanical behavior of Q345 steel[J]. Building Structure, 2011, 41(3): 28-30.

[17] Yu H L, Jeong D Y. Application of a stress triaxiality dependent fracture criterion in the finite element analysis of unnotched Charpy specimens[J]. Theoretical and Applied Fracture Mechanics, 2010, 54(1): 54-62.

Parameters for the material failure model based on Charpy impact test

Xu Xiaodong[1], Li Hualiang[2], Zhang Tao[1]

(1. *School of Naval Architecture and Ocean Engineering, Huazhong University of Science & Technology, Wuhan* 430074, *Hubei, China*;
2. *No.* 719 *Research Institute of China Shipbuilding Industry Corporation, Wuhan* 430064, *Hubei, China*)

Abstract: This paper aims to obtain the parameters for the failure model based on the Charpy impact test, which has been widely used to study dynamic fracture properties of metallic materials. Based on the explicit dynamic finite element method in ABAQUS, FEM model of Charpy impact test was conducted. We began by discussing the accuracy of the parameters of JC constitutive model and the grid size of the fracture section of V-notch specimen. Then, based on the orthogonal design method, we designed a set of parameters for JC failure model and obtained using finite element calculation the samples of the parameters and impact energy. Next, we obtained the regression equations containing the parameters and impact energy by regression analysis and finally, by solving these regression equations, we achieved the comparatively accurate parameters for JC failure model for Q370d steel. These parameters will be useful for engineering applications and our method will be a valuable way to obtain parameters for other kinds of materials, especially without necessarily meeting the conditions of performing some tests.

Key words: solid mechanics; parameter of JC failure model; Charpy impact test; Q370d steel; orthogonal design method; regression analysis

（责任编辑　丁　峰）