文章编号：1000-5773(2013)06-0856-07

Hopkinson 压杆测试材料动态断裂韧性的数值模拟*

潘建华[1,2]，陈学东[1,2]

（1. 合肥通用机械研究院国家压力容器与管道安全工程技术研究中心，安徽合肥 230031；
2. 中国科学技术大学材料力学行为和设计国家重点实验室，安徽合肥 230027）

摘要：用 ABAQUS 有限元软件并结合 3D 断裂力学软件 ZENCRACK，建立了三维有限元模型，对霍普金森压杆测试材料的动态断裂韧性进行了数值模拟，同时建立了二维平面应变有限元模型。有限元模型包括整个实验装置（子弹、入射杆、试样和支座），并对 3 种不同初始裂纹长度的三点弯曲试样在同一速度子弹打击下进行了计算。起裂时间通过 RKR 局部应力断裂准则获得，结合计算得到的动态应力强度因子冲击响应曲线，最终得到材料的动态断裂韧性。以实验结果为基准，对比三维和二维有限元计算结果，发现三维有限元的计算结果优于二维计算结果。

关键词：动态断裂韧性；RKR 局部应力断裂准则；数值模拟
中图分类号：O347.3　　**文献标识码**：A

1 引　言

压力容器和输油输气管道的爆裂、止裂，核电站防护的冲击安全，建筑物和结构的抗震设计等都涉及结构材料动态断裂的性能评估和灾害对策的研究，因此研究材料的动态断裂行为意义重大。在动态断裂力学方面，主要是研究惯性效应及应力波效应不可忽略的断裂问题，动态加载使得试样裂尖场和起裂时间的确定变得复杂化。

材料动态断裂韧性的测试方法并没有像静态断裂韧性那样完善并已经标准化。人们利用不同的方法来计算材料的动态断裂韧性。广泛应用的方法是夏比摆锤冲击实验，但是其最大的平均加载速率 $\dot{K}_{\mathrm{I}}$ 只能达到 100 GMPa·$\mathrm{m}^{1/2}$·s^{-1}。对于更高的加载速率，可以使用霍普金森压杆装置（SHPB）加载预制裂纹三点弯曲试样获得[1-3]。其基本原理是由压缩空气炮将圆柱型子弹以一定速度 v_0 发射，撞击入射杆产生压缩应力波 $\varepsilon_{\mathrm{i}}(t)$，并沿入射杆向试样方向传播，这个应力波可以用贴在其表面的应变片记录，当压缩应力波传播到入射杆端部与试样的界面处，一部分能量传给试样和支座，另一部分能量作为拉伸波返回入射杆，形成反射波 $\varepsilon_{\mathrm{r}}(t)$，反射波也由应变片记录。通过一维应力波理论（方程(1)、方程(2)），可以得到施加给试样的载荷 $p_{\mathrm{i}}(t)$ 和加载点的位移变化历程 $u(t)$，E、A 分别为加载杆的弹性模量及横截面积，C 为入射杆的一维弹性波速。整个装置示意图如图 1 所示。

$$p_{\mathrm{i}}(t)=EA[\varepsilon_{\mathrm{i}}(t)+\varepsilon_{\mathrm{r}}(t)] \tag{1}$$

* **收稿日期**：2011-12-20；**修回日期**：2012-03-30
基金项目：合肥通用机械研究院青年科技基金（2011011268）
作者简介：潘建华（1981—），男，博士研究生，主要从事断裂力学研究. E-mail：jhpan@mail.ustc.edu.cn
通讯作者：陈学东（1964—），男，研究员，博士生导师，主要从事压力容器安全保障、断裂力学等研究. E-mail：chenxuedong@hgmri.com

$$u_t = C\int_0^t [\varepsilon_i(t) - \varepsilon_r(t)]\mathrm{d}\tau \tag{2}$$

由于惯性力的引入，使得动态断裂问题很难得到解析解，即便如三点弯曲试样这样简单的情形也得不到精确的解析解，只能采用近似解法[4-5]，如 Kishimoto 模型、弹簧质量模型等。

因此一些学者采用基于有限元的实验-数值方法研究此问题[3,6]。Ruibo 等的研究显示，在线性载荷作用下，适用于静态加载的应力强度因子与裂口张开位移之间的关系也可以用于动态加载中[7]。现有文献中关于二维有限元分析计算动态应力强度因子的较多，而对三维有限元应力分析则比较少，一些研究表明[9-10]在二维有限元分析中，忽略了三维效应对裂尖应力强度因子的影响，试样裂纹中心部位接近于平面应变状态，而裂纹靠近试样表面部位则更接近于平面应力状态。但是在三维有限元计算中，对于裂尖的处理比较困难，有的文献对于裂尖的处理过于简单，引起一些学者的质疑，有的文献大量使用四面体单元对裂尖进行加密，可是当同时进行多试样数值模拟，需要所有试样模型裂尖的网格保持一致以利于比较时，这种方法则表现出一定的局限性。ZENCRACK 7.7[11]软件本身只支持静力学计算，本研究使用人工干预的方法使之能进行隐式动力学计算，通过对数个三点弯曲试样进行动态断裂力学计算，并采用 RKR 局部应力断裂准则获取起裂时间。同时进行了二维平面应变有限元计算，与三维有限元计算结果进行对比，用以研究 DSIF（Dynamic Stress Intensity Factor，动态应力强度因子）有限元计算中三维效应的影响。

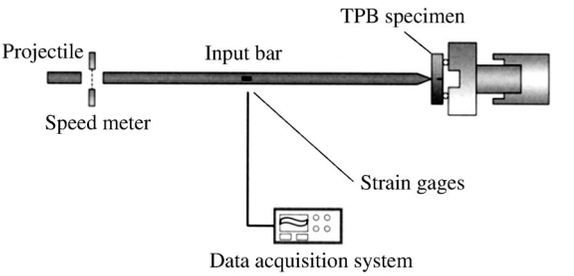


图 1　霍普金森压杆（SHPB）加载三点弯曲试样示意图

Fig. 1　Scheme of TPB specimen test in SHPB

2　数值模型的建立

本研究使用大型商业有限元软件 ABAQUS 6.8[13]，对在 SHPB 上的动态断裂三点弯曲实验验进行数值模拟。Kuntiyawichai[14]将在动载荷下采用 ABAQUS 求解器计算得到的 J 积分计算结果与著名的动态非线性断裂力学软件 WARP3D 的计算结果相比较，对比结果显示，两者吻合得很好（第一个围道积分结果除外）。

2.1　几何尺寸与材料参数

有限元模型包括子弹、入射杆、试样和支座。子弹和入射杆的直径均为 22 mm，长度分别为330 mm 和 1 000 mm。入射杆和试样接触的端部与摆锤实验装置的锤头结构类似。试样的尺寸为：长 l=100 mm，宽 w=20 mm，厚度 B=10 mm，跨距 s=80 mm，符合标准 ASTM E1820－01(2005)[15]的推荐要求。初始裂纹长度与试样宽度比 a/w 分别为 0.3、0.5、0.7。

子弹、入射杆和支座采用线弹性材料参数，它们的材料参数为：弹性模量 E=200 GPa，泊松比为 ν=0.3，材料的密度 ρ=7 850 kg/m^3。

试样材料为 7075-T651 铝合金，弹性阶段的材料参数为：弹性模量 E=72 GPa、泊松比 ν=0.3，材料的密度 ρ=2 800 kg/m^3。在塑性阶段本构方程采用 Bodner-Partom 准则

$$\begin{cases} \bar{\sigma} = \bar{\sigma}_0(\varepsilon^{\mathrm{pl}}) \cdot \left(1 + \dfrac{\dot{\varepsilon}^{\mathrm{pl}}}{D}\right)^{\frac{1}{m}} \\ \bar{\sigma}_0(\varepsilon^{\mathrm{pl}}) = \sigma_y + k \cdot (\varepsilon^{\mathrm{pl}})^n \end{cases} \tag{3}$$

式中：$\varepsilon^{\mathrm{pl}}$为等效塑形应变，$\dot{\varepsilon}^{\mathrm{pl}}$为应变率，$D$、$m$、$n$、$k$ 为材料常数。7075-T651 铝合金的相关数据见表 1[8]。

表 1 7075-T651 铝合金数据

Table 1 7075-T651 aluminum alloy data

D	m	n	σ_y/(MPa)	k/(MPa)
9 164	0.93	0.056 3	500	673.66

2.2 有限元模型和网格划分

由于结构尺寸和模型边界条件具有对称性，本研究的三维有限元模型建立子弹、入射杆、试样的 1/4 模型，支座建立 1/2 模型。使用 ABAQUS 软件中的 8 节点六面体单元 C3D8 来划分子弹、入射杆和支座的有限元模型。应力波由子弹撞击入射杆产生，因此需要在应力波传播的方向上对网格进行精确的划分，以保证撞击产生的应力波具有合理的精度。子弹模型共有 615 个单元和 966 个节点，入射杆模型共有 2 080 个单元和 3 217 个节点，支座模型共有 320 个单元和 468 个节点。

试样模型网格使用 8 节点六面体单元 C3D8 来划分，网格划分完之后，在试样裂尖区域使用 ZENCRACK软件中独特的 Crack-Block 技术对裂纹区域进行建模。Crack-Block 是一组由六面体单元组成的网格，ZENCRACK 将 Crack-Block 映射到网格内部，取代原来的标准六面体单元网格，以实现在完整的有限元网格中引入裂纹的目的。本研究选用 ZENCRACK 标准库中的 s04_t35×1 型 Crack-Block，如图 2 所示。只要能保证裂尖区域原六面体网格一致就能保证裂尖区域的网格大小完全一致，以避免由于不同裂纹长度试样模型裂尖网格的不一致引起数值模拟的偏差。试样模型裂尖网格的划分如图 3 所示。3 种试样(a/w=0.3,0.5,0.7)所用的单元数和节点数分别为：5 424、6 804；5 370、6 741；5 316、6 678。整个系统的三维有限元模型如图 4 所示。

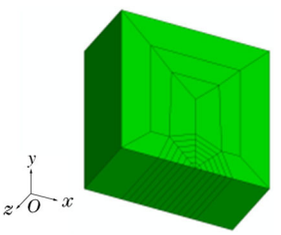


图 2 s04_t35×1 型 crack-block 示意图

Fig. 2 Scheme of crack-block s04_t35×1

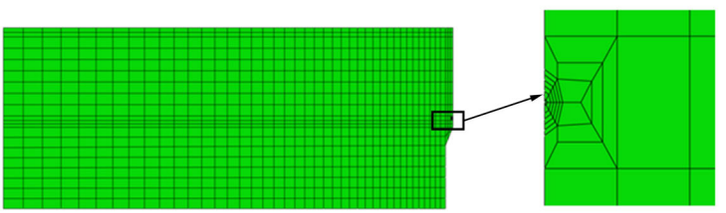


图 3 试样三维模型裂尖网格划分示意图

Fig. 3 3D FEA model mesh of specimen crack tip

为研究 DSIF 有限元计算中三维效应的影响，本研究对二维平面应变有限元计算与三维有限元的计算结果进行对比研究。使用 ABAQUS 软件中的 4 节点六面体单元 CPE4R 来划分有限元模型。整个模型共有 3 019 个单元和 3 392 个节点。有限元模型见图 5，3 种试样裂尖的网格保持一致。

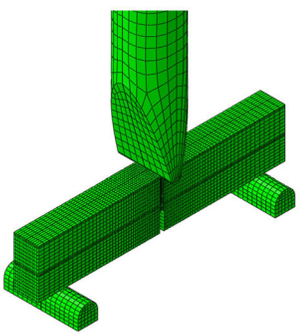


图 4 三维有限元模型示意图

Fig. 4 Scheme of 3D FEA model mesh

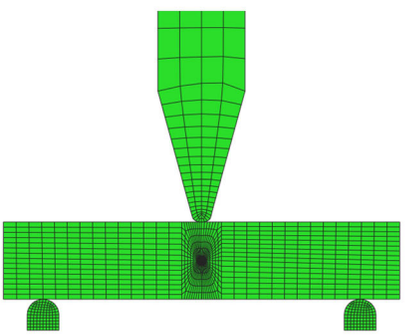


图 5 二维有限元模型示意图

Fig. 5 Scheme of 2D FEA model mesh

2.3　入射波精度验证

为了验证在有限元模型中由子弹撞击入射杆所产生应力波的精度，将无试样撞击情况下的由数值模拟产生的应力波与贴在入射杆中间应变片得到的应力波进行比较，对比结果如图 6 所示，从图中可以看出，二维和三维计算结果与实验结果在时间轴上有轻微差异，这可能是由二维、三维数值模拟波速与实验波速之间的差异而引起的。总的来说，二维和三维计算结果与实验结果比较吻合。

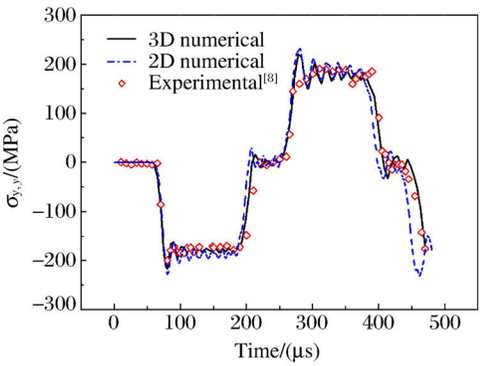


图 6　入射波与反射波

Fig. 6　Incident and reflected waves

3　应力强度因子的计算

在线弹性状态下，Rice 已经证明，J 积分就是弹性应变能释放率 G_{I}，因此可以得到 J 积分和 G_{I} 及应力强度因子 K_{I} 之间的关系

$$J = G_{\mathrm{I}} = \frac{K_{\mathrm{I}}^2}{E_{\mathrm{I}}} \qquad E_{\mathrm{I}} = \begin{cases} E & \text{平面应力} \\ \dfrac{E}{1-\nu^2} & \text{平面应变} \end{cases} \tag{4}$$

式中：E 为弹性模量，ν 为泊松比。

ABAQUS 软件在使用弹塑性材料本构时，不支持直接输出应力强度因子 $K_{\mathrm{I}}(t)$，只能输出 $J_{\mathrm{I}}(t)$。当 K 主导区大于裂尖非弹性区边界时（即小范围屈服），可以通过方程(4)换算得到 $K_{\mathrm{I}}(t)$。

当三点弯曲试样的尺寸满足方程(5)和方程(6)时，即可以保证 K 主导条件的存在

$$B \geqslant 2.5\ (K_{\mathrm{Ic}}/\sigma_{\mathrm{y}})^2 \tag{5}$$

$$b = w - a \geqslant 2.5\ (K_{\mathrm{Ic}}/\sigma_{\mathrm{y}})^2 \tag{6}$$

式中：B 为试样厚度，w 为试样宽度，b 为试样韧带宽度。在本研究中，试样厚度 B 为 10 mm，大于标准规定的最小厚度（$B_{\min}=5.9$ mm），符合标准要求。

4　RKR 局部应力断裂准则

在得到应力强度因子时间历程之后，只要确定裂纹起裂时间，就能确定材料的应力强度因子 K_{Id}。应用 Ritchie 等[18]给出的 RKR 局部应力断裂准则，在数值模拟中获取起裂时间 t_{f}。RKR 准则认为，离裂尖特定距离 d_{c} 的垂直于裂纹面的正应力 σ_{yy} 达到某一个临界值 σ_{f} 时，裂纹开始扩展。临界应力 σ_{f} 和临界距离 d_{c} 的组合只取决于材料，而与应变率无关，不同的 d_{c} 值对应于不同的 σ_{f} 值，可以选择不同的 σ_{f} 和 d_{c} 组合。此准则被 Wall 等进一步用于动载荷条件下裂纹扩展的三维数值模拟问题[12]。RKR 局部应力断裂准则如图 7 所示。

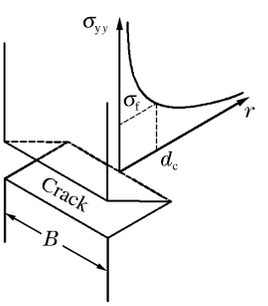


图 7　三维模型局部应力断裂准则示意图

Fig. 7　Schematic of local stress fracture criterion in a 3D model

众所周知，三点弯曲试样的裂纹在扩展时，试样中部最接近于平面应变，率先开始起裂，因此本研究三维有限元模型中选用试样中部平面上的一对 d_{c} 和 σ_{f} 来预测起裂时间。已知试样材料静态断裂韧性的实验值 $K_{\mathrm{Ic}}=24.2$ MPa·m$^{1/2}$，通过有限元计算，可得到裂尖起裂时一对临界应力与临界距离组合。通过计算得到三维有限元模型计算结果 RKR 准则组合为 $d_{\mathrm{c}}=11.5$ μm，$\sigma_{\mathrm{f}}=2.468$ GPa；二维有限元模型计算结果 RKR 准则组合为 $d_{\mathrm{c}}=20.8$ μm，$\sigma_{\mathrm{f}}=0.61$ GPa。三维有限元模型临界时刻的应力分布如图 8 所示。

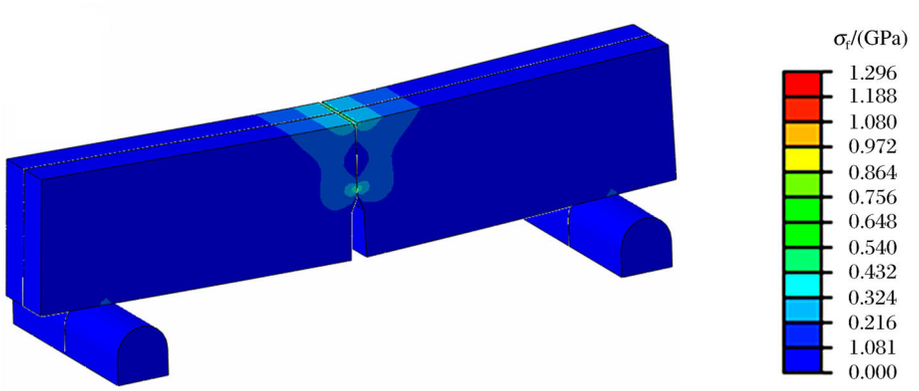


图 8 三维模型起裂时应力分布示意图

Fig. 8 Critical stress distribution of 3D FEA model

5 计算结果

根据方程(4),按照平面应变假设,将数值模拟中计算得到的 $J_I(t)$ 转化为 $K_I(t)$。图 9 为三维有限元模型不同裂纹长度试样在子弹撞击下得到的 $K_I(t)$-t 时间历程计算结果。三维和二维有限元模型的计算结果与文献[8]中实验结果的比较见表 2。同时以实验结果为基准,给出了三维和二维有限元模型计算结果与实验结果的误差对比。

表 2 数值模拟与实验结果的比较

Table 2 Comparison between numerical and experimental results

FEA model	$\frac{a}{w}$	t_f/(μs)		K_{Id}/(MPa·m$^{1/2}$)		
		Numerical	Experimental	Numerical	Experimental	Error/(%)
3D	0.3	32	34	25.03	22.5	11.2
2D	0.3	24		26.59		18.2
3D	0.5	33	32	23.24	21.9	6.1
2D	0.5	26		24.41		11.4
3D	0.7	37	38	22.25	20.7	7.5
2D	0.7	31		23.72		14.6

从表 2 中的数据可以看出,数值模拟计算方法和实验方法所取得的动态断裂韧性值 K_{Id} 范围在 20.70～26.59 之间,试样材料准静态断裂韧性值 K_{Ic} 为 24.2,可以看出,铝合金的动态断裂韧性值与静态断裂韧性值较为接近,没有像其它材料那样动态断裂韧性明显低于其静态值,这可能与铝合金的应变率不敏感性有关。表 2 中三维有限元计算结果和二维计算结果表明,当裂纹长度与试样宽度比 $a/w=0.5$ 时,计算得到的结果与实验值的误差最小。而对于不同的 a/w,平面应变计算的结果均比三维计算结果偏大,对于计算得到的起裂时间,平面应变的计算结果均比三维计算结果偏小,说明将试样完全等效成平面应变状态进行计算,得到的结果

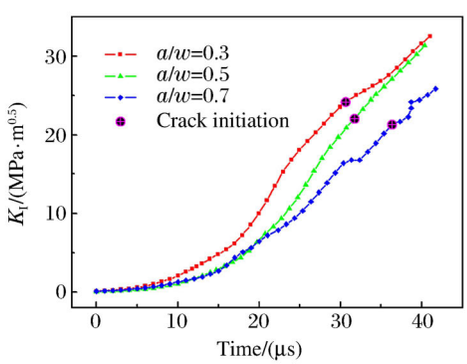


图 9 3 种试样三维模型的 $K_I(t)$-t 时间历程计算结果

Fig. 9 3D Numerical results of $K_I(t)$-t history for different specimens

有一定的误差，但误差尚可接受。根据 RKR 准则得到的二维有限元方法计算得到的起裂时间与实验值的误差比三维计算结果的大，由此看来，三维有限元的计算结果比二维平面应变的计算结果更为可靠。通过计算发现，起裂时间对材料动态断裂韧性值的影响很大，因此起裂时间的精确测定是测试动态断裂韧性值的关键所在，做实验时由于裂尖应变片粘贴的精确程度不同，可能会导致实验值出现很大的分散性，RKR 局部应力断裂准则给出了获得动态断裂起裂时间的另一种途径。本研究的计算结果表明，使用 RKR 准则时可以选择不同的 σ_f 和 d_c 组合，得到的结果误差在可接受范围内，与文献[12]的研究结果相吻合。当然，RKR 准则有其局限性，文献[18]中大量的实验结果表明，相比于弹塑性断裂，它更适用于解理断裂或准解理断裂的工况。

6　结　论

用 ABAQUS 有限元软件结合 3D 断裂力学软件 ZENCRACK，对霍普金森压杆加载三点弯曲试样实验进行了三维和二维模型有限元数值模拟研究。用 ZENCRACK 对三维有限元模型试样裂尖进行处理，使不同试样的裂尖网格能够保持一致。通过数值计算结果与实验结果的对比分析表明，对于不同的裂纹长度与试样宽度比a/w，其试样的动态断裂韧性较为接近，表明其确实为材料的基本属性之一。以实验结果为准，当 $a/w=0.5$ 时，计算得到的三维和二维计算结果均与实验值的误差最小，因此 $a/w=0.5$ 为最佳裂纹长度与试样宽度比。同样以实验结果为准，根据 RKR 准则得到的二维有限元计算得到的起裂时间与实验值的误差比三维计算结果的大，并且三维计算结果比二维计算结果更接近实验值，即三维计算结果的误差小，因此三维有限元的计算结果比二维计算结果更为精确和可靠。用 RKR 准则时可以选择不同的 σ_f 和 d_c 组合，而得到的结果误差在工程所能接受的范围之内。断裂力学软件 ZENCRACK 在动态领域的成功应用，使工程上含复杂裂纹结构的动态数值模拟成为可能。

References：

[1] Ruiz C, Mines R. The Hopkinson pressure bar: An alternative to the instrumented pendulum for Charpy test [J]. Int J Fract, 1985, 29(2): 101-109.

[2] Bacon C, Farm J, Lataillade J. Dynamic fracture toughness determined from load-point displacement [J]. Exp Mech, 1994, 20(1): 217-223.

[3] Yokoyama T. Determination of dynamic fracture-initiation toughness using a novel impact bend test procedure [J]. Journal of Pressure Vessel Technology, 1993, 115(2): 389-397.

[4] Li Y L, Liu Y Y. Calculation of DSIF of three point bending specimen using the method of DCOD [J]. Explosion and Shock Waves, 1993, 13(3): 249-256. (in Chinese)
李玉龙，刘元镛. 用裂纹张开位移计算三点弯曲试样的动态应力强度因子 [J]. 爆炸与冲击，1993，13(3)：249-256.

[5] Liu R T, Zhang X X, Jiang F C, et al. Analysis of dynamic response of stress intensity factor of three-point bending specimen by using finite element method [J]. Journal of Harbin Engineering University, 2000, 21(3): 49-51. (in Chinese)
刘瑞堂，张晓欣，姜风春，等. 三点弯曲试样应力强度因子动态响应的有限元分析 [J]. 哈尔滨工程大学学报，2000，21(3)：49-51.

[6] Crouch B A. Finite element modeling of the three-point bend impact test [J]. Comput Struct, 1993, 48(1): 167-173.

[7] Rubio L, Fernández-Sáez J, Navarro C. Determination of dynamic fracture-initiation toughness using three-point bending tests in a modified Hopkinson pressure bar [J]. Exp Mechan, 2003, 4(3): 379-386.

[8] Loya J A, Fernández-Sáez J. Three-dimensional effects on the dynamic fracture determination of Al 7075-T651 using TPB specimens [J]. Int J Solids Struct, 2008, 45(7/8): 2203-2219.

[9] Narashiman R, Rosakis A. Three-dimensional effects near a crack tip in a ductile three point bend specimen, Part Ⅰ: numerical investigations [J]. J Appl Mechan, 1990, 5(2): 121-134.

[10] Rokach I V. Estimation of the three-dimensional effects for the impact fracture specimen [J]. Arch Mech Eng, 1996,43(2/3):241-52.

[11] Zentech Inernational Ltd. ZENCRACK User's Manual Version 7.7 [Z]. London:Zentech Inernational Ltd,2011.

[12] Wall O. Numerical modeling of fracture initiation in large steel specimens at impact [J]. Eng Fract Mech,2002, 6(9):851-863.

[13] Dassault Systemes Simulia Corp. ABAQUS User's Manual Version 6.8 [Z]. Rhode Island: Hibbitt, Karlsson & Sorensen Inc,2007.

[14] Kuntiyawichai K, Burdekin F M. Engineering assessment of cracked structures subjected to dynamic loads using fracture mechanics assessment [J]. Eng Fract Mech,2003,7(3):1991-2014.

[15] American Society for Testing and Materials. ASTM E1820 standard test method for measurement of fracture toughness, Annual book of ASTM standards [S]. West Conshohocken: ASTM,2005.

[16] Loya J A, Fernández-Sáez J. Effect of the thickness, initial crack length and impact velocity on fracture dynamic initiation toughness of aluminum alloy [J]. Journal of Testing and Evaluation,2007,35(1):25-30.

[17] Li Z A. Pressure vessel fracture mechanics and defect assessment [M]. Dalian: Dalian University of Technology Press,1994:73-76. (in Chinese)
李志安. 压力容器断裂理论与缺陷评定 [M]. 大连:大连理工大学出版社,1994:73-76.

[18] Ritchie R O, Knott J F, Rice J R. On the relationship between critical tensile stress and fracture toughness in mild steel [J]. J Mech Phys Solids,1973,2(1):395-410.

Numerical Simulation of Dynamic Fracture Toughness Test Using Three-Point Bending Specimen in SHPB

PAN Jian-Hua[1,2], CHEN Xue-Dong[1,2]

(1. *National Technology Research Center on Pressure Vessel and Pipeline Safety Engineering, Hefei general Machinery Research Institute, Hefei* 230031, *China*;
2. *CAS Key Laboratory for Mechanical Behaviour and Design of Materials, University of Science and Technology of China, Hefei, Anhui*, 230027, *China*)

Abstract: This paper examines 3D and 2D numerical simulations of dynamic fracture toughness test using TPB specimen in SHPB by using commercial code ABAQUS 6.8 and 3D fracture mechanics code ZENCRACK 7.7. The finite element model includes the whole experimental device (the projectile, the input bar, the specimen and the supporting device). Three cases of specimens with different initial crack length impacted by projectiles were simulated, and dynamic stress intensity factor impulse response curves were obtained. The dynamic initial fracture times, t_f, were extracted from RKR local stress fracture criterion. The material dynamic fracture toughness are successfully obtained from numerical simulations. The simulated results from 2D and 3D FEM are compared with benchmark tests, finding that 3D finite element results are better than 2D results.

Key words: dynamic fracture toughness; RKR local stress fracture criterion; numerical simulation