

文章编号: 1001-1455(2013)04-0381-06

# —196 °C 奥氏体不锈钢母材与焊缝 的动态断裂韧性\*

潘建华<sup>1,2</sup>, 陈学东<sup>1,2</sup>, 韩 豫<sup>3</sup>

(1. 中国科学技术大学中国科学院材料力学行为和设计国家重点实验室, 安徽 合肥 230027;

2. 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;

3. 宁波工程学院机械工程学院, 浙江 宁波 315016)

**摘要:** 在-196 °C 对 S30408 奥氏体不锈钢的母材和焊缝进行了夏比摆锤冲击实验, 采用改进的柔度变化率法得到了低温下不锈钢母材夏比试样的起裂点。结果表明, 采用改进的柔度变化率法得到的结果比采用传统的柔度变化率法得到的结果更准确。根据实验得到的载荷-位移曲线, 结合采用 Schindler 法和关键曲线法各自所得结果的优点, 得到了不锈钢母材的动态裂纹扩展阻力曲线(动态  $J-R$  曲线)。依据不锈钢焊缝在低温动载下的载荷-位移曲线及其断裂特征, 通过线弹性断裂力学计算获得其动态断裂韧性。

**关键词:** 爆炸力学; 动态断裂韧性; 夏比冲击实验; 奥氏体不锈钢; 低温; 改进的柔度变化率法; Schindler 法; 关键曲线法; 动态裂纹扩展阻力曲线

中图分类号: O382.3

国标学科代码: 1303530

文献标志码: A

测量和验证不锈钢常温下的断裂韧性需要基于  $J$  积分或裂尖张开位移的弹塑性断裂韧性方法<sup>[1-2]</sup>。夏比 V 型缺口(CVN)试样在工程中使用极广泛, 因此人们对使用 CVN 试样计算保守的动态断裂韧性和动态裂纹扩展阻力曲线(动态  $J-R$  曲线)很感兴趣, 并进行了大量的研究工作。目前对深冷环境下 S30408 奥氏体不锈钢母材和焊缝材料的动态断裂韧性报道较少。由于奥氏体不锈钢广泛用于低温压力容器等设备, 当深冷工况下的奥氏体不锈钢容器等设备受到外来碰撞、爆炸、波动等冲击作用时, 就要涉及结构材料动态断裂的性能评估。一般而言, 金属材料在常温和低温下表现出来的力学性能差别较大, 因此研究深冷工况下奥氏体不锈钢母材和焊缝的动态断裂行为具有一定的实用价值。一些学者基于  $J$  积分研究了不同材料的动态断裂韧性和动态  $J-R$  曲线。S. Sathyanarayanan 等<sup>[3]</sup>采用 Screenivasan 法、Ray 法和 Schindler 法分别研究了不同程度冷作硬化 9Cr-1Mo 钢的动态断裂韧性, 通过比较用不同方法得到的结果, 认为采用 Schindler 法得到的动态断裂韧性最可靠。P. R. Screenivasan 等<sup>[4]</sup>通过夏比冲击实验研究了 2.25Cr-1Mo 再热器管头的动态断裂韧性和冲击转变特性。G. Magudeeswaran 等<sup>[5]</sup>采用 Schindler 法和线弹性断裂力学法研究了 3 种不同材料焊接接头的动态断裂韧性, 得到了较满意的结果。D. L. Rudland 等<sup>[6]</sup>使用切口落锤撕裂实验试样得到载荷-位移曲线结合基于  $\eta$  因子的塑性  $J$  积分增量方程得到了 X70 管线钢的动态裂纹扩展阻力曲线。姜风春等<sup>[7]</sup>采用小角度冲击标定法对裂纹动态起裂点进行了标定, 获得了船用 921A 钢的动态断裂韧性。许泽建等<sup>[8]</sup>采用实验-数值法对 2 种高强钢三点弯曲试样在 Hopkinson 压杆的冲击载荷下进行了动态测试并得到了 2 种材料的动态断裂韧性。本文中在-196 °C 对 S30408 奥氏体不锈钢的母材和焊缝进行夏比摆锤冲击实验, 采用改进的柔度变化率法<sup>[9]</sup>得到不锈钢母材夏比冲击试样的起裂点。根据实验得到的载荷-位移曲线, 结合采用 Schindler 法和关键曲线法<sup>[10]</sup>得到接近不锈钢母材真实的动态  $J-R$  曲线。依据不锈钢焊缝在低温动载下的载荷-位移曲线及其断裂特征, 通过线弹性断裂力学计算获得其动态断裂韧性。

\* 收稿日期: 2012-05-22; 修回日期: 2012-08-13

基金项目: 合肥通用机械研究院青年科技基金项目(2011011268)

作者简介: 潘建华(1981—), 男, 博士研究生。

## 1 实验

S30408 奥氏体不锈钢母材中各化学成分的质量分数分别为: C, 0.050; Si, 0.381; Mn, 0.84; P, 0.036; S, 0.01; Cr, 17.84; Ni, 8.32; Mo, 0.069; Cu, 0.243。焊缝材料中各化学成分的质量分数分别为: C, 0.033; Si, 0.66; Mn, 1.36; P, 0.021; S, 0.004; Cr, 18.8; Ni, 9.9; Mo, 0.01; Cu, 0.01。将它们加工成标准夏比冲击试样, 厚  $B=10$  mm, 宽  $W=10$  mm, 长  $L=55$  mm; 跨距  $S=40$  mm; 切口长度(初始裂纹)  $a_0=2$  mm, 初始韧带深度  $b_0=W-a_0=8$  mm, 切口角度为  $45^\circ$ , 切口尖部半径  $r=0.25$  mm。

利用 ZBC2452 金属摆锤冲击试验机在  $-196^\circ\text{C}$  进行冲击实验, 试样从低温装置中移出至被打断, 时间不长于 5 s, 对母材和焊缝各进行 3 组实验。本文中, 示波冲击试验机的最大冲击速度均为  $v_0=5.23$  m/s。系统输出的模拟信号由微机控制的瞬态记录仪记录, 并对冲击实验数据进行平滑处理。S30408 不锈钢母材和焊缝在  $-196^\circ\text{C}$  夏比冲击实验的载荷  $P$ -位移  $d$  曲线见图 1。被打断的母材和焊缝的夏比冲击试样宏观断口见图 2。从图中可看出: 母材试样载荷-位移曲线上有明显的屈服载荷点和最大载荷点, 其试样有明显的侧向膨胀且断口呈纤维状, 属于典型的弹塑性延性断裂; 而焊缝试样的载荷-位移曲线上没有屈服载荷点, 只有最大载荷点, 其试样侧向膨胀不明显且断口有脆性解理断裂的特性, 属于典型的线弹性脆性断裂。

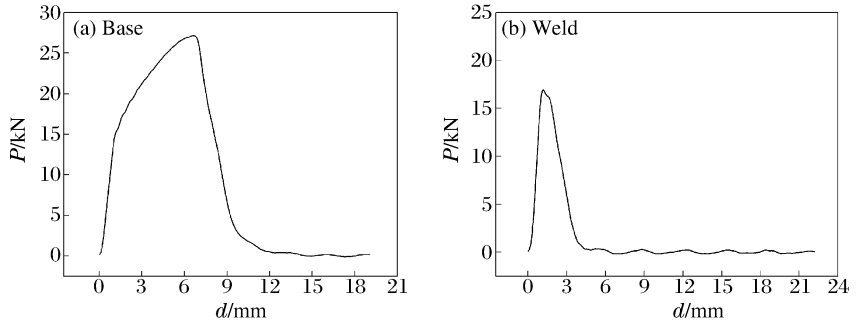


图 1 母材和焊缝的载荷-位移曲线

Fig. 1 Load-displacement curves of base and weld metals



图 2 母材试样和焊缝试样的宏观断口照片

Fig. 2 Macroscopic fracture photos of base and weld metal specimens

## 2 分析

### 2.1 采用改进的柔度变化率法确定夏比冲击试样的起裂点

动态加载下, 夏比冲击试样起裂点的确定没有统一的标准。T. Kobayashi 等<sup>[10]</sup>的研究表明对于延塑性较好的金属材料, 采用柔度变化率法可以确定裂纹的起裂点, 这就是所谓传统的柔度变化法:

$$\Delta c/c = (c - c_{el}) / c_{el} \quad (1)$$

式中: 割线柔度  $c=d/P$ ,  $d$  为当前载荷点位移,  $P$  为载荷; 切线柔度  $c_{el}=\Delta d/\Delta P$ , 从载荷-位移曲线的初始直线部分计算得到。理论上, 在  $(\Delta c/c)-d$  曲线中,  $\Delta c/c$  在裂纹起裂时会出现一个斜率快速增加的拐点, 这个拐点被认为是裂纹的起裂点。在实际使用中, 传统柔度变化率法有明显的缺陷, 从图 3 中可以看到采用传统柔度变化率法得到的曲线斜率变化分界点不明显, 并且  $(\Delta c/c)-d$  曲线的振荡很剧烈, 这种情况下得到的结果不可避免会带来一些误差。

改进的柔度变化率法是将传统柔度变化率法得到的  $(\Delta c/c)-d$  曲线再次微分得到  $d(\Delta c/c)-dd$  曲线。由于试样截面急剧缩小, 曲线上会出现一个剧烈变化的拐点, 这个拐点可以认为是试样的起裂点。从图 3 中可以清楚地看到与用传统方法得到的结果相比, 二次微分得到的曲线振荡明显减小, 并且拐点

清晰,容易判断试样的起裂点。

采用改进的柔度变化率法得到的 -196 °C S30408 母材冲击试样起裂点如图 3 所示,起裂点位移  $d_i$  约为 5.9 mm。图中  $P_y$  为屈服载荷,  $P_{max}$  为最大载荷,可以看到裂纹的起裂在最大载荷之前发生。夏比冲击试样在弹塑性断裂状态下的载荷最大点并不是裂纹的起裂点,这个结论与文献[4, 7, 10]的研究结果相同。

## 2.2 Schindler 法和关键曲线法的运用

### 2.2.1 Schindler 法

H. J. Schindler<sup>[11]</sup> 给出了计算延塑性良好材料的动态  $J-R$  曲线的方法。此方法的优点<sup>[3, 11]</sup>是方法简单,整体结果有效可靠;但缺点是得到的动态  $J-R$  曲线较保守,与实际试样的动态  $J-R$  曲线形状差别较大<sup>[4]</sup>。

Schindler 法假设在达到最大载荷  $P_{max}$  前,动态  $J-R$  曲线满足幂指数函数关系;在达到最大载荷点后,裂纹失稳前,由于裂纹尖端张开角基本为常数<sup>[6]</sup>,因此  $J-R$  曲线假设为一 条直线。该方法需要从冲击实验的载荷-位移曲线中得到总能量  $W_t$ 、最大载荷对应的耗散能  $W_{mp}$ 。Schindler 法计算动态  $J-R$  曲线的表达式为:

$$J(\Delta a) = \begin{cases} C(\Delta a)^H & \Delta a \leq \Delta a_m \\ J_{mp} + s \left[ \Delta a - \Delta a_m - \frac{(\Delta a - \Delta a_m)^2}{2b_0} \right] & \Delta a > \Delta a_m \end{cases} \quad (2)$$

式中: $\Delta a$  为裂纹扩展量; $\Delta a_m$  为最大载荷对应的裂纹扩展量; $C$ 、 $H$  为幂指数函数关系中的常数, $C$ 、 $H$ 、 $J_{mp}$ 、 $s$ 、 $\Delta a_m$  的表达式分别为:

$$C = \left(\frac{2}{H}\right)^H \frac{\eta(a_0)}{B(W - a_0)^{1+H}} W_t^H W_{mp}^{1-H}, H = \frac{3}{4} \left(1 + \frac{W_{mp}}{W_t}\right)^{-1}, J_{mp} = \frac{\eta W_{mp}}{B b_0}, s = \frac{2\eta(W_t - W_{mp})}{B(b_0 - \Delta a_m)^2}$$

$\Delta a_m = \frac{W_{mp} H b_0}{2W_t}$ ;  $\eta$  为单边切口三点弯曲试样 eta 因子,且<sup>[12]</sup>:

$$\eta = \begin{cases} 13.81 \frac{a}{W} - 25.12 \left(\frac{a}{W}\right)^2 & 0 < \frac{a}{W} \leq 0.275 \\ 1.859 + \frac{0.03}{1 - a/W} & \frac{a}{W} > 0.275 \end{cases}$$

经过计算和曲线拟合,可得 S30408 不锈钢母材冲击试样的 Schindler 方程参数分别为: $W_t = 181.68 \text{ J}$ ,  $W_{mp} = 109.8 \text{ J}$ ,  $C = 2.28 \text{ J/mm}^2.467$ ,  $H = 0.467$ ,  $J_{mp} = 2.41 \text{ J/mm}^2$ ,  $s = 0.536 \text{ J/mm}^3$ ,  $\Delta a_m = 1.129 \text{ mm}$ ;计算得到的动态  $J-R$  曲线见图 4。

### 2.2.2 关键曲线法

关键曲线法在计算裂纹扩展方面很成功<sup>[13]</sup>,此方法的优势在于这是一个单试样法,可以避免多试样方法中测量动态裂纹扩展量的困难以及试样与试样之间材料的不均匀引起的变化;而且使用关键曲线法从 CVN 和预制裂纹(PCVN)试样中得到的  $J-R$  曲线的斜率很接近<sup>[9]</sup>。但是由于塑性效应和切口效应,使用关键曲线法从 CVN 试样中得到的动态  $J-R$  曲线高于 PCVN 试样的  $J-R$  曲线,因此从 CVN 试样中得到的  $J-R$  曲线称为伪  $J-R$  曲线。

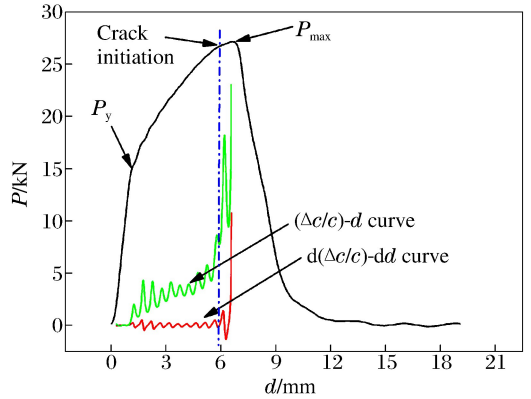


图 3 柔度变化法确定母材试样起裂点

Fig. 3 Crack initiation point of base metal specimen determined by compliance changing rate

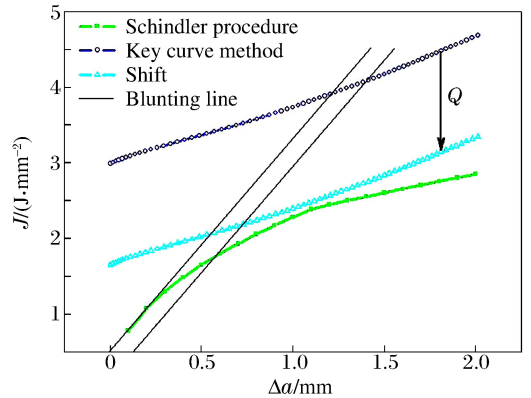


图 4 S30408 奥氏体不锈钢母材动态  $J-R$  曲线

Fig. 4 Dynamic  $J-R$  curves of S30408 austenitic stainless steel base

此方法假设三点弯曲试样的载荷-位移曲线上从屈服点到裂纹起裂点符合下列幂指数函数:

$$\frac{PW}{Bb_0^2} = k \left( \frac{d_{pl}}{W} \right)^m \quad (3)$$

式中:  $W$  为 CVN 试样的宽度;  $b_0$  为初始韧带长度;  $d_{pl}$  为塑性位移, 用  $d_{pl} = d - c_{el}P$  进行计算, 得到常数  $k$  和  $m$  后, 方程(3)可以延伸到起裂点以后使用, 可以表示为:

$$\frac{PW}{Bb^2} = k \left( \frac{d_{pl}}{W} \right)^m \quad (4)$$

式中:  $b = W - a$  为实时韧带长度,  $a$  为实时裂纹长度, 这样可以得到:

$$b = \sqrt{\frac{PW}{kB} \left( \frac{W}{d_{pl}} \right)^m} \quad (5)$$

利用方程(5)可以计算裂纹起裂后每一点的  $b$ , 即可以计算裂纹扩展量。

利用 2.1 节中得到的试样起裂点, 经计算和数据拟合, 本文中 S30408 母材冲击试样的关键曲线法参数为:  $k = 0.465$ ,  $m = 0.203$ 。计算得到的动态  $J-R$  曲线(伪  $J-R$  曲线)见图 4。

### 2.2.3 结合 Schindler 法和关键曲线法的优点确定材料的动态 $J-R$ 曲线

从图 4 中可以看到采用关键曲线法从 CVN 试样中得到的动态  $J-R$  曲线(伪  $J-R$  曲线)高于真实试样的  $J-R$  曲线, 但如上文所述, 采用该方法从 CVN 试样中得到的曲线和材料真实的  $J-R$  曲线的斜率很接近, 而采用 Schindler 法得到的  $J-R$  曲线较保守。如果能将采用关键曲线法从 CVN 试样中得到的伪  $J-R$  曲线平移至与采用 Schindler 法得到的  $J-R$  曲线相重合或略微高于采用 Schindler 法得到的  $J-R$  曲线, 就可以使得两者的优势合二为一, 从 CVN 试样冲击实验中近似得到材料的真实动态  $J-R$  曲线。根据这个思路并结合 2 种方法, 伪  $J-R$  曲线平移的方程式近似表示为:

$$J_s = J_{CVN} + QH \quad (6)$$

式中:  $Q$  是负数, 为曲线平移的经验值, 它的表达式如下<sup>[14]</sup>:

$$Q = 0.4738 - 9.9787Y + 6.428Y^2, \quad Y = CH \quad (7)$$

式中:  $C$ 、 $H$  为 Schindler 法中的拟合常数。经计算, 本文中  $Q = -1.337 \text{ J/mm}^2$ 。

平移后的  $J-R$  曲线如图 4 所示, 从图中可以看到, 经过平移后的动态  $J-R$  曲线略微高于采用 Schindler 法得到的  $J-R$  曲线, 与预期结果吻合较好。

### 2.2.4 钝化线的确定

与材料静态  $J-R$  曲线处理方法类似, 可以将钝化线平移 0.2 mm 与平移  $J-R$  曲线相交, 近似得到动态  $J_{ld}$ 。动态加载下用于延性加工硬化材料的钝化线方程的表达式如下<sup>[11,15]</sup>:

$$J_{bl} = 3\sigma_{fd}\Delta a, \quad \sigma_{fd} = \frac{hP_{\max}W}{b_0^2B} \quad (8)$$

式中:  $\sigma_{fd}$  为动态流动应力;  $P_{\max}$  为最大载荷;  $h$  为常数, 对于 CVN 试样,  $h = 2.72$ 。从图 4 中测得  $J_{ld} = 2.12 \text{ J/mm}^2$ 。对于弹塑性断裂试样材料的动态断裂韧性  $J_{ld}$  也经常使用下式计算:

$$J_{ld} = \frac{\xi U_i}{B(W - a_0)} \quad (9)$$

式中:  $U_i$  为对应于起裂点的能量;  $a_0$  为初始裂纹长度;  $\xi$  为常数, 对于深裂纹试样, 通常  $\xi = 2$ , 但是对于 CVN 试样,  $\xi = 1.384$ <sup>[9]</sup>。本文中,  $\xi = 2$  时,  $J_{ld} = 2.65 \text{ J/mm}^2$ ;  $\xi = 1.384$  时,  $J_{ld} = 1.84 \text{ J/mm}^2$ 。通过与上文从动态  $J-R$  曲线中得到的  $J_{ld}$  对比可以证实, 从 CVN 试样得到的平移  $J-R$  曲线较接近真实值; 同时上述计算结果也说明对于 CVN 试样, 方程(9)中的常数  $\xi$  若取为 2, 得到的动态断裂韧性与材料实际参数偏差较大且不保守, 需引起注意。

## 2.3 低温冲击下奥氏体不锈钢焊缝动态断裂韧性的计算

对于载荷-位移曲线没有屈服点且起裂开始于最大载荷点的夏比冲击试样, 可以采用线弹性断裂力学方法计算其动态断裂韧性<sup>[5]</sup>。根据此理论, 本文中采用 ASTM E399 标准中三点弯曲试样应力强度因子计算公式, 将最大载荷代入响应方程就可以得到不锈钢焊缝的动态断裂韧性:

$$K_{Id} = \frac{P_{\max} S}{BW^{1.5}} f\left(\frac{a_0}{W}\right), \quad f\left(\frac{a_0}{W}\right) = \frac{3 \left(\frac{a_0}{W}\right)^{0.5} \left[ 1.99 - \left(\frac{a_0}{W}\right) \left(1 - \frac{a_0}{W}\right) \left(2.15 - 3.93 \frac{a_0}{W} + 2.7 \frac{a_0^2}{W^2}\right) \right]}{2 \left(1 + 2 \frac{a_0}{W}\right) \left(1 - \frac{a_0}{W}\right)^{1.5}} \quad (10)$$

利用式(10)得到 S30408 奥氏体不锈钢焊缝夏比冲击试样的  $K_{Id} = 79.14 \text{ MPa} \cdot \text{m}^{1/2}$ 。

### 3 结 论

在 -196 °C 对 S30408 奥氏体不锈钢的母材和焊缝进行了夏比摆锤冲击实验, 实验结果表明, 奥氏体不锈钢母材在低温环境下表现为弹塑性韧性断裂性质, 而焊缝则表现为线弹性脆性断裂性质。

采用改进的柔度变化率法得到了不锈钢母材夏比冲击试样的起裂点, 分析结果表明采用这种新方法得到的  $d(\Delta c/c) - dd$  曲线在起裂点的曲线斜率变化比采用传统柔度变化率法得到的曲线斜率变化更剧烈, 并且曲线振荡更小, 因此得到的结果更准确。

采用 Schindler 法到了保守的动态裂纹扩展阻力曲线, 采用关键曲线法从 CVN 试样中得到了伪  $J-R$  曲线, 结合 2 种方法的优点, 以采用 Schindler 法得到的结果为参照, 采用一种方法将伪  $J-R$  曲线向下平移从而得到接近材料真实的动态  $J-R$  曲线。

将计算得到的钝化线平移 0.2 mm 与  $J-R$  曲线相交得到材料动态断裂韧性, 同时讨论了方程(9)中  $\xi$  的取值问题。根据不锈钢焊缝在低温动载下的脆性断裂特征, 采用 ASTM E399 标准中的线弹性断裂力学计算方法得到了其动态断裂韧性。

### 参考文献:

- [1] O'Donnell I J, Huthmann H, Tavassoli A A. The fracture toughness behaviour of austenitic steels and weld metal including the effects of thermal aging and irradiation[J]. International Journal of Pressure Vessels and Piping, 1996, 65(3): 209-220.
- [2] Bernard J, Verzeletti G. Elasto-plastic fracture toughness characterisation of irradiated 316H grade stainless steel [C]//Wessel E T, Loss F J. Elastic-plastic Fracture Test Methods: User's Experience. ASTM STP 856. Philadelphia, PA: American Society for Testing and Materials, 1985: 131-149.
- [3] Sathyanarayanan S, Sasikala G, Ray S K. Evaluation of dynamic fracture toughness of cold worked 9Cr-1Mo steel [J]. International Journal of Pressure Vessels and Piping, 2004, 81(5): 419-425.
- [4] Sreenivasan P R, Shastry C G, Mathew M D, et al. Dynamic fracture toughness and charpy transition properties of a service-exposed 2.25Cr-1Mo reheater header pipe[J]. Journal of Engineering Materials and Technology, 2003, 125(2): 227-233.
- [5] Magudeeswaran G, Balasubramanian V, Sathyanarayanan S, et al. Dynamic fracture toughness ( $J_{Id}$ ) behavior of armor-grade Q & T steel weldments: Effect of weld metal composition and microstructure[J]. Metals and Materials International, 2009, 15(6): 1017-1026.
- [6] Ruland D L, Wang Y Y, Willkoski G, et al. Characterizing dynamic fracture toughness of linepipe steels using the pressed-notch drop-weight-tear test specimen[J]. Engineering Fracture Mechanics, 2004, 71(16/17): 2533-2549.
- [7] 姜风春, 刘瑞堂, 刘殿魁. 船用 921A 钢动态断裂韧性测试研究[J]. 实验力学, 1999, 14(1): 96-101.  
Jiang Feng-chun, Liu Rui-tang, Liu Dian-kui. Study of dynamic fracture toughness measurement of 921A ship-building steel[J]. Journal of Experimental Mechanics, 1999, 14(1): 96-101.
- [8] 许泽建, 李玉龙, 李娜, 等. 加载速率对高强钢 40Cr 和 30CrMnSiNi2A I 型动态断裂韧性的影响[J]. 金属学报, 2006, 42(9): 965-970.  
Xu Ze-jian, Li Yu-long, Li Na, et al. Effect of loading rate on mode I dynamic fracture toughness of high strength steels 40Cr and 30CrMnSiNi2A[J]. Acta Metallurgica Sinica, 2006, 42(9): 965-970.
- [9] Sreenivasan P R, Marnan S L. Dynamic  $J-R$  curves and tension-impact properties of AISI308 stainless steel weld [J]. International Journal of Fracture, 2000, 101(3): 229-249.
- [10] Kobayashi T, Yamamoto I, Niinomi M. Introduction of a new dynamic fracture toughness evaluation system[J].

Journal of Testing and Evaluation, 1993,21(3):145-153.

- [11] Schindler H J. Estimation of the dynamic  $J$ - $R$  curve from a single impact bending test[C]//Petit J, De Fouquet J, Henaff G, et al. European Conference on Fracture-11, France, vol. 3: Mechanisms and Mechanics of Damage and Failure. UK: EMAS, 1996:2007-2012.
- [12] Nevalainen M, Wallin K. The effect of crack depth and absolute thickness on fracture toughness of 3PB specimens [C]//Proceedings of the 10th Biennial European Conference on Fracture. Warley, UK: Engineering Materials Advisory Services Ltd., 1994:997-1006.
- [13] Wolfram B, Dieter B, Arno E, et al. Determination of dynamic crack resistance of ductile cast iron using the compliance ratio key curve method[J]. Engineering Fracture Mechanics, 2010,77(2):374;384.
- [14] Sreenivasan P R, Ray S K, Marman S L. Dynamic  $J$ - $R$  curves from instrumented impact test of unprecracked Charpy V-notch specimens of austenitic stainless steel[C]//The 10th international Conference on Fracture: Poster Paper ICFI00359PR. Hawaii, 2001.
- [15] Sreenivasan P R, Ray S K, Vaidyanathan S, et al. Measurement of stretch zone height and the relationship to crack tip opening displacement and initiation  $J$ -value in an AISI316 stainless steel[J]. Fatigue and Fracture of Engineering Materials and Structures, 1996,19(7):855-868.

## Dynamic fracture toughness of S30408 austenitic stainless steel base and weld metals at $-196\text{ }^{\circ}\text{C}$ \*

Pan Jian-hua<sup>1,2</sup>, Chen Xue-dong<sup>1,2</sup>, Han Yu<sup>3</sup>

(1. CAS Key Laboratory for Mechanical Behaviour and Design of Materials, University of Science and Technology of China, Hefei 230027, Anhui, China;

2. National Safety Engineering Technology Research Center on Pressure Vessel and Pipeline, Hefei General Machinery Research Institute, Hefei 230031, Anhui, China;

3. School of Mechanical Engineering, Ningbo University of Technology, Ningbo 315016, Zhejiang, China)

**Abstract:** Charpy pendulum impact tests were carried out on S30408 austenitic stainless steel base and weld metals at  $-196\text{ }^{\circ}\text{C}$ . The modified compliance changing rate method was used to obtain the crack initiation point of the base metal specimen. The analyses show that the results obtained by the improved method are more accurate than those by the traditional compliance changing rate method. Based on the experimental load-displacement curves, the Schindler procedure and key curve method were combined to achieve the dynamic crack growth resistance curve of the base metal. According to the load-displacement curves of the weld metal and its fracture characteristics, the dynamic fracture toughness of the weld metal was calculated by the linear elastic fracture mechanics approach.

**Key words:** mechanics of explosion; dynamic fracture toughness; Charpy impact test; austenitic stainless steel; low temperature; modified compliance changing rate method; Schindler procedure; key curve method; dynamic crack growth resistance curve

\* Received 22 May 2012; Revised 13 August 2012

Corresponding author: Pan Jian-hua, jhpan@mail.ustc.edu.cn