

# 基于直通型 CT 试样测试方法的断裂韧度研究

姚瑶, 蔡力勋, 包陈, 石凯凯, 吴海莉

(西南交通大学 力学与工程学院, 成都 610031)

**摘要:** 依据 ASTM 用于 CT 试样获取断裂韧度载荷分离理论规则化方法提出量纲一载荷分离法, 从而完善用于断裂韧度测试的载荷分离理论, 且根据弹塑性有限元精细计算结果以及直通型 CT 变形几何关系, 提出裂纹嘴张开位移与加载线位移的转换公式。采用不同初始裂纹长度 CT 钝裂纹试样对公式的有效性和精确性进行试验验证, 进而实现对 1Cr12Mo、30Cr2Ni4MoV 以及 P91 管材 10Cr9Mo1VNbN 三种合金直通型 CT 试样的  $J_R$  阻力曲线测定, 结果表明, 试验值与公式计算值的最大相对误差均在 5% 以内。

**关键词:** 载荷分离法; 量纲相似; 直通型 CT 试样; 有限元分析;  $V_0$ - $V_{LL}$  换算; 断裂韧度;  $J$  阻力曲线

**doi:** 10.11868/j.issn.1005-5053.2014.6.009

**中图分类号:** TG115.5<sup>+</sup>7

**文献标识码:** A

**文章编号:** 1005-5053(2014)06-0067-08

断裂韧度是评价航空材料性能的一项重要指标而广受关注。党宁等<sup>[1]</sup>研究退火对 ZTi6Al4V 钛合金断裂韧度的影响, 曹晶晶等<sup>[2]</sup>研究了助溶剂对原位转化炭纤/氧化铝复合材料的断裂韧度的影响, 最近的众多研究显示断裂韧度是材料研究者们关注的主要性能指标。有效的断裂韧度评价方法才能提供更为准确有效的实验数据。

紧凑拉伸(compact tension, CT)试样是断裂韧度测试规范<sup>[3-5]</sup>所推荐的标准试样构形之一。若在裂纹嘴位置测量裂纹张开位移则称为直通型 CT (straight-notched CT) 试样<sup>[6,7]</sup>。该类试样操作便利, 在特殊服役环境下断裂性能的实验室测定时得到应用, 如辐照环境下核反应堆压力容器钢的  $J$  阻力曲线评定<sup>[8]</sup>。在现行测试规范中, 仅提供针对台阶型 CT 试样 (即测量加载线位移) 完整的  $J$  积分计算公式, 而对于直通型 CT 试样, 无论是 ISO、国标中推荐的柔度法, 还是 ASTM 中推荐的载荷分离法, 均未提供完整的  $J$  积分算式, 其关键在于缺乏用于塑性  $J$  积分计算的塑性因子  $\eta_p$ , 且 ASTM 中现有的载荷分离式存在明显的量纲不等问题。对于直通型 CT 试样的  $J$  阻力曲线评定, 有效的方法是将测得的

裂纹嘴张开位移  $V_0$  换算为加载线位移  $V_{LL}$ , 然后按照台阶型 CT 试样的计算公式获得  $J$  阻力曲线。对于直通型 CT 试样的  $V_0$ - $V_{LL}$  换算关系, 蔡力勋, 金蕾, 包陈等<sup>[9-12]</sup>分别提出了裂尖小范围屈服条件下以及发生较大转动时直通型 CT 试样对应的  $V_0$ - $V_{LL}$  转换公式, 但所得公式的精度还有待进一步讨论。本工作对现有载荷分离理论进行完善, 解决量纲不等问题。通过有限元精细分析, 推导得到精度较高且形式简单的  $V_0$ - $V_{LL}$  转换公式, 并采用三种工程材料实现直通型 CT 试样获取断裂韧度的测试方法。

## 1 用于断裂韧度测试的载荷分离理论

现有载荷分离理论<sup>[13-15]</sup>指出, 试样单位厚度上所承受的载荷  $P$  可以表示为试样几何函数  $G(a/W)$  与试样变形函数  $H(V_p/W)$  的乘积:

$$P = G(a/W) \cdot H(V_p/W) \quad (1)$$

式中,  $a$  为试样裂纹长度,  $W$  为试样宽度,  $V_p$  为试样塑性变形。为了验证不同试样构型载荷分离假设的成立性, 定义了载荷分离参数  $S_{ij}$ :

$$S_{ij} = \frac{P(a_i, V_p)}{P(a_j, V_p)} \Big|_{V_p/W} = \frac{G(a_i/W) \cdot H(V_p/W)}{G(a_j/W) \cdot H(V_p/W)} = \frac{G(a_i/W)}{G(a_j/W)} \quad (2)$$

由此可见, 对某种构型试样, 若  $S_{ij}$  在整个  $V_p$  范围内保持恒定, 则载荷分离法成立。CT 试样裂纹几何函数  $G(a/W)$  可表示为:

$$G(a/W) = WB(b/W)^{\eta_p} \quad (3)$$

收稿日期: 2013-03-30; 修订日期: 2014-01-10

基金项目: 国家自然科学基金(11072205); 中央高校基本科研业务费专项资金(SWJTU11CX066)

通讯简介: 姚瑶(1989—), 女, 硕士研究生, 从事断裂力学研究, (E-mail) yaoyao19881229@163.com; 蔡力勋, (E-mail) lix\_cai@263.net。

式中,  $B$  为试样厚度,  $b$  为试样剩余韧带长度,  $\eta_p$  为塑性因子。

载荷分离式(1)存在明显的量纲不等问题, 违背量纲相似理论。为此根据  $\pi$  定理, 可以考虑引入参考载荷  $P_r$  对载荷分离理论进行改进, 于是载荷分离理论可以修正表述为:

$$\begin{cases} P' = \frac{P}{P_r} = G'(a/W)H(V_p/W) \\ P_r = \sigma_0 WB \end{cases} \quad (4)$$

其中  $\sigma_0$  为材料名义屈服应力。结合式(4)及式(2), 定义新的载荷分离参数  $S'_{ij}$ , 以此验证载荷分离的成立性:

$$\begin{aligned} S'_{ij} &= \frac{P'_i}{P'_j} \Big|_{V_p} = \frac{P_i/P_r}{P_j/P_r} \Big|_{V_p} \\ &= \frac{G'(\frac{a_i}{W})H(\frac{V_p}{W})/BW\sigma_0}{G'(\frac{a_j}{W})H(\frac{V_p}{W})/BW\sigma_0} \\ &= \frac{G'(a_i/W)}{G'(a_j/W)} \end{aligned} \quad (5)$$

与现行载荷分离法类似, 对于同种材料初始裂纹长度不同的两个钝裂纹试样, 若在加载过程中  $S'_{ij}$  保持恒定, 则该构型试样载荷分离理论成立。

基于改进的载荷分离理论, 在规则化法中<sup>[14]</sup>, 将载荷  $P'$  除以几何函数  $G'$  得到规则化载荷  $P'_N$ , 其中  $G'$  函数可由有限元结果拟合得到:

$$\begin{cases} G'(a/W) = (b/W)^{\eta_p} \\ P'_N = \frac{P'}{G'(a/W)} = \frac{P/P_r}{G'(a/W)} \\ = \frac{P}{WB\sigma_0(b/W)^{\eta_p}} = H'(V_p/W) \end{cases} \quad (6)$$

由上式可知, 无量纲规则化方法的关键技术在于  $P'_N$ - $V_p/W$  曲线的标定。参考 ASTM 标准, 对 SET 试样的  $P'_N$ - $V_p/W$  曲线标定步骤为: 将试验结束时的载荷、位移数据用最终裂纹长度  $a_f$  进行规则化处理, 从裂纹终止数据点  $(P_{\text{final}}, V_{\text{final}})$  作切线到经由  $a_0$  进行规则化处理的数据点。除去  $V_p/W < 0.001$  的数据点以及切点右边的数据点外(但包含裂纹终止点), 将  $(P'_N, V_p/W)$  数据按式(7)进行拟合, 由标定点确定式中参数  $c_0, c_1, c_2$  和  $c_3$ , 进而求解实时裂纹长度  $a$  及  $J$  阻力曲线。

$$P'_N = \frac{c_0 + c_1(V_p/W) + c_2(V_p/W)^2}{c_3 + (V_p/W)} \quad (7)$$

## 2 直通型 CT 试样的 COD 转换新公式

### 2.1 有限元网格精度研究

对于符合幂律硬化特征的大变形材料, 其单轴本构关系可用 Hollomon 模型描述<sup>[16]</sup>:

$$\begin{cases} \sigma = E\varepsilon & \sigma \leq \sigma_y \\ \sigma = \sigma_y^{(1-n)} E^n \varepsilon_p^n & \sigma > \sigma_y \end{cases} \quad (8)$$

其中,  $n$  为应变硬化指数,  $\sigma_y$  为名义屈服应力,  $\varepsilon_p$  为塑性应变。有限元分析表明, 弹性泊松比对计算结果无影响, 故取为 0.3。为了得到适用范围较为广泛的 COD 转换公式, 考虑不同初始裂纹长度 ( $a/W = 0.5 \sim 0.7$ ) 及不同材料硬化水平 ( $\sigma_y = 100 \sim 800$  MPa,  $n = 0.05 \sim 0.3$ ) 进行分析。

有限元计算时, 选定单元之后, 网格密度对结果的精度会产生显著的影响。一般来说, 随着网格密度的增加, 计算精度会随之提高, 但盲目增加, 不仅会使计算时间成倍上涨, 有时还会影响计算精度<sup>[17]</sup>。为确定合理的模型网格密度, 对直通型 CT 试样不同裂尖网格密度进行对比计算。定义裂尖 2mm 范围内网格数约为 8000 时为一倍网格密度, 后继网格模型以该裂尖区网格数的倍数来加密。图 1 所示为直通型 CT 试样不同网格密度与 20 倍网格密度工况下  $V_{LL}$  结果之间的相对误差。由图可知, 随着网格密集程度的增加, 相对误差逐渐减小并趋于稳定, 因此综合考虑计算成本、计算精度等因素, 确定采用如图 2 所示的 8 倍网格密度进行有限元分析。

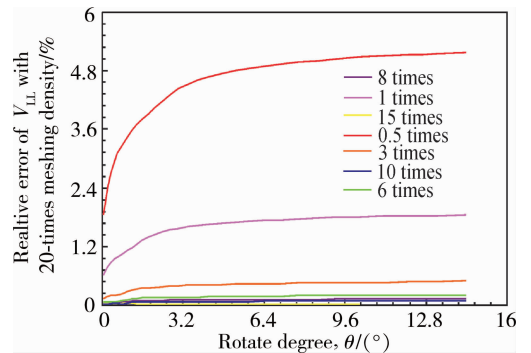


图 1 不同裂尖网格密度加载线张开位移  $V_{LL}$  与 20 倍网格密度结果之间的相对误差  
Fig. 1 Relative errors of  $V_{LL}$  between different mesh density and 20 times

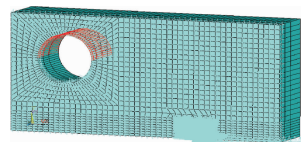


图 2 有限元计算模型  
Fig. 2 Finite element model

2.2 有限元精细计算结果分析

文献[11]基于台阶型 CT 试样 (stepped-notch CT, 即在加载线测量裂纹张开位移的 CT 试样) 和直通型 CT 试样的裂纹长度柔度计算式推导裂尖小范围屈服条件下直通型 CT 试样的  $V_0$ - $V_{LL}$  换算公式:

$$\begin{cases} V_{LL}/V_0 = \phi(a/W) \\ \phi(a/W) = \sum_{i=0}^5 d_i (a/W)^i \end{cases} \quad (9)$$

式中,  $a$  为裂纹长度,  $W$  为试样宽度, 系数  $d_i$  分别为  $d_0 = 0.2255$ ,  $d_1 = 1.8352$ ,  $d_2 = -2.8064$ ,  $d_3 = 1.8742$ ,  $d_4 = 0.3276$ ,  $d_5 = -0.6812$ 。

文献[12]根据刚性转动假设和功等效的方法, 推导了直通型 CT 试样在裂纹面发生较大转角时的  $V_{LL}$ - $V_0$  转换公式:

$$\begin{aligned} \frac{V_{LL}}{V_0} &= \frac{V_{LL}}{2d_m} = \frac{H(\cos\theta - 1) + R\sin\theta}{D(\cos\theta - 1) + (R + 0.25W)\sin\theta} \\ &= \frac{R - H\tan\frac{\theta}{2}}{R + 0.25W - D\tan\frac{\theta}{2}} \end{aligned} \quad (10)$$

其中,  $d_m$  为直通型 CT 试样裂纹嘴缺口张开位移  $V_0$  测量值的一半,  $R$  为转动半径,  $H$  为加载孔中心到裂纹面的距离,  $\theta$  为直通型 CT 试样两裂纹面绕转动中心转角的一半,  $D$  为裂纹嘴 COD 引伸计标距的一半。转动半径  $R$  可由下式进行计算:

$$\begin{cases} \frac{R}{W} = r \cdot \frac{(a/W)^2}{1 - a/W} \\ r = \sum_{i=0}^6 k_i (a/W)^i \end{cases} \quad (11)$$

其中,  $k_0 = 150.1554$ ,  $k_1 = -1427.620$ ,  $k_2 = 5712.630$ ,  $k_3 = -12131.87$ ,  $k_4 = 14357.50$ ,  $k_5 = -8967.939$ ,  $k_6 = 2309.530$ 。

有限元计算结果如图 3 所示, 图中仅列出两种裂纹长度对应的计算结果, 其余  $a/W$  结果均有类似趋势。由图分析可知, 上述各公式与有限元结果之间均存在较大误差。由于影响  $V_0$ - $V_{LL}$  换算公式精度的因素较多, 要得到考虑众多因素的统一表达式较为困难, 因此, 需提出一个形式简单且精度较高的转换关系式。

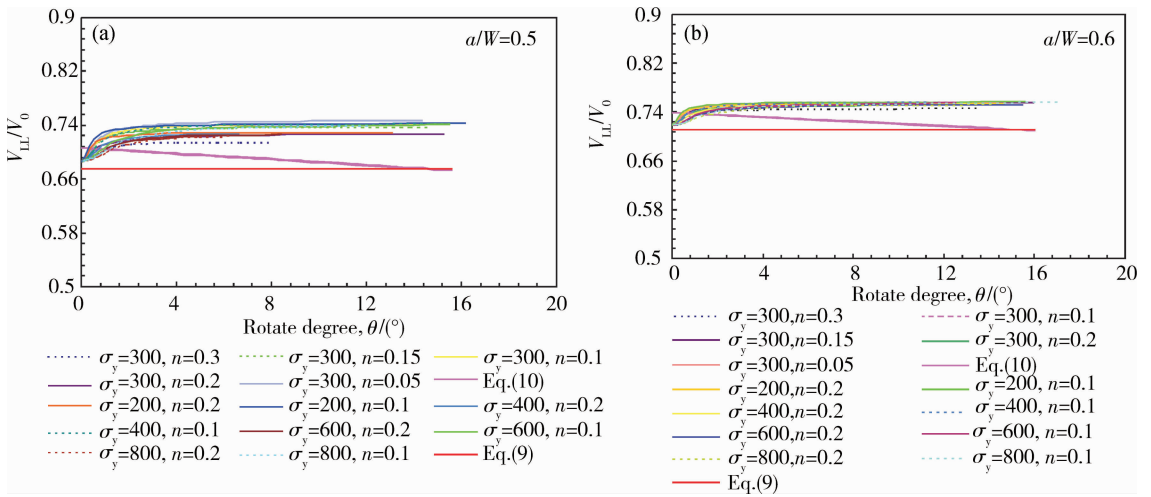


图 3 不同裂纹长度  $a/W$ 、不同材料对应的转换比  $V_{LL}/V_0$

Fig. 3 Results of  $V_{LL}/V_0$  for different crack length  $a/W$  and material properties (a)  $a/W = 0.5$ ; (b)  $a/W = 0.6$

2.3 直通型 CT 试样的 COD 转换新公式

当转动角度较小时, 转动中心与材料的属性相关, 其中需考虑的非线性参量较多, 因此得到与所有材料常数耦合的精确函数关系较为困难, 故依据图 4 所示几何关系, 提出如下转换公式。

$$\frac{V_{LL}}{V_0} = \frac{R}{R + 0.25W} \quad (12)$$

其中, 转动半径  $R$  由式 (11) 计算。该公式形式十分简单, 忽略直通型 CT 试样转动的影响, 且与材料参

数无关, 计算方便。

对上述不同转换公式与有限元结果之间的最大相对误差进行分析, 可以看出, 当  $0.5 \leq a/W \leq 0.7$  时, 本工作提出的 COD 转换公式的误差集中在 1% 左右, 较原有公式精度有了较大改善, 且形式简单, 计算方便。

直通型 CT 试样无量纲载荷分离法求解流程如图 5 所示。其中包含式 (11) 转换半径  $R$  中实时裂纹长度  $a$  的求解过程, 即根据试验结束之后由工具

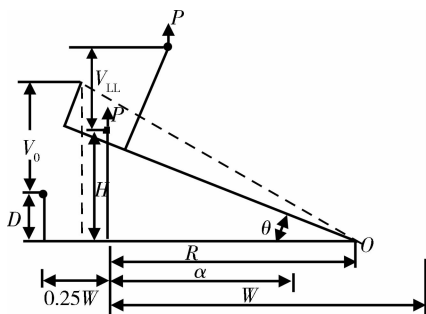


图4 直通型 CT 转动图解

Fig. 4 Schematic explanation for rotation correction of Straight-notch CT specimen

显微镜测得的初始裂纹长度  $a_0$  和终止裂纹长度  $a_t$  可建立实时裂纹长度  $a$  的线性表达式,将此作为裂纹长度  $a$  的第一次迭代值  $a_1$ ,带入转换公式中可以得到加载线位移  $V_{LL}$ ,由无量纲规则化方法处理即可得到新的实时裂纹长度  $a_2$  和相应的  $J$  积分值  $J_2$ ,由于试验中的裂纹长度并不是线性增长,因此此时得到的  $J$  积分值并不准确。将  $a_2$  代入式(11)中重复上述过程,直到  $J_{i+1} = J_i$  时迭代结束,此时得到的即为真实的裂纹长度  $a$  和  $J$  积分值。进而可计算相应的断裂韧度值。

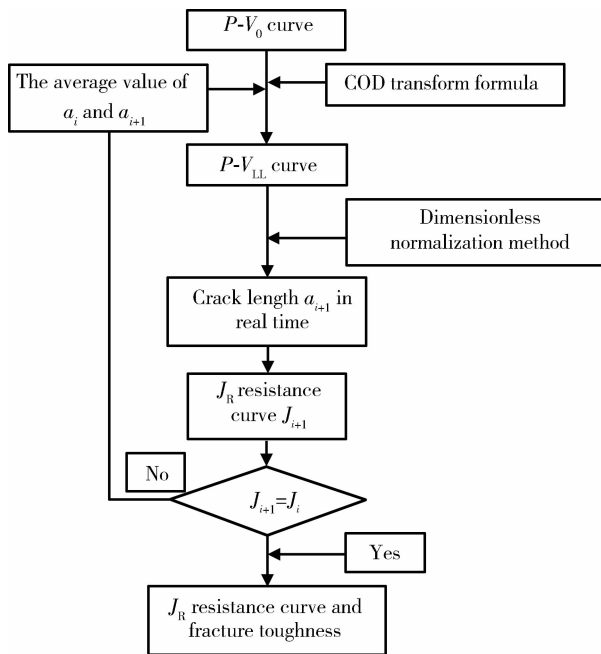


图5 基于直通型 CT 试样的无量纲载荷分离法流程图

Fig. 5 The flow diagram of dimensionless load separation method for straight-notch CT specimen

## 2.4 转换公式的有效性验证

选取 P91 管材 10Cr9Mo1VNbN 加工不同初始裂纹长度 ( $a/W = 0.7, 0.65, 0.6, 0.55$  和  $0.5$ ) CT 钝

裂纹试样,如图6所示,该类试样在加载过程中裂纹不发生扩展。钝裂纹试样裂纹顶端的圆孔直径为 3mm,采用双燕尾槽设计,可同时测得裂纹嘴张开位移  $V_0$  和加载线  $V_{LL}$ 。该合金的弹性模量  $E = 2.06 \times 10^5$  MPa,屈服强度  $\sigma_s = 490$  MPa,抗拉强度  $\sigma_b = 650$  MPa。试验设备为美国电液伺服材料试验机 MTS809 (250kN), TestStarII 控制系统,采用 MTS632.03F-30 (标距为 12mm) COD 引伸计测量试样裂纹嘴张开位移,MTS632.02F-20 (标距为 5mm) COD 引伸计测量试样加卸载张开位移。试验机载荷传感器和应变引伸计精度为 0.5 级。通过计算机对试验过程进行闭环控制和实时数据采集。加载过程为位移控制,速率为 0.02mm/s,当加载线 COD 引伸计达到 4mm 时停止试验。验证试验装置如图7所示。表1给出各转换公式与试验结果的最大相对误差。

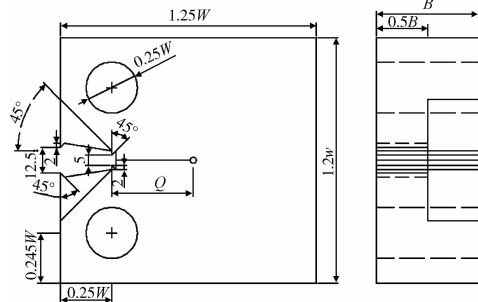


图6 CT 钝裂纹试样构形

Fig. 6 Blunt cracked CT specimen

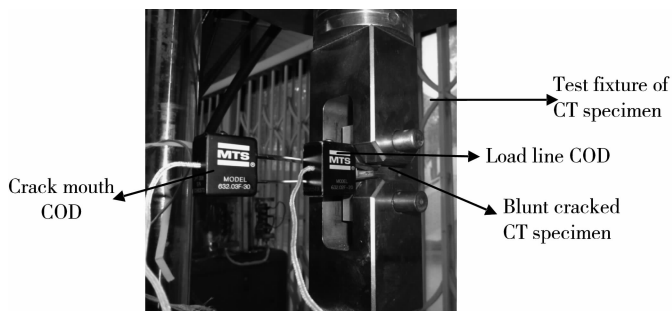


图7 验证试验

Fig. 7 Experimental facility

由表1中结果可以看出,当  $0.5 \leq a/W \leq 0.7$  时,本工作提出的新公式与试验结果的最大误差均在 1.3% 以内,特别在  $0.5 \leq a/W \leq 0.65$  区间内,新公式与试验结果误差均小于 1%。可见,本工作的转换公式计算精度比较高,且表达形式简洁。

## 3 直通型 CT 试样断裂韧度试验

选取汽轮机低压转子材料 1Cr12Mo,

30Cr2Ni4MoV 以及 P91 管材 10Cr9Mo1VNbN 分别加工成图 8 所示的初始裂纹长度不同的尖裂纹试样, 低压转子材料的拉伸力学性能如表 2 所示。试验前采用等  $\Delta K$  方式对试样进行疲劳裂纹预制, 为了裂纹均匀扩展, 预制裂纹完成后对剩余韧带部分开侧槽。将试样以位移控制方式进行单调加载, 速率为  $0.02\text{mm/s}$ , 当载荷下降 5% 之后停止试验。将试样取下进行热着色, 然后以二次疲劳方式勾划裂纹前沿, 打开试样 (如图 9) 并在工具显微镜下按照 9 点平均法测量试样预制后的裂纹长度及试验终止时的裂纹长度。

表 1 10Cr9Mo1VNbN 钝裂纹试样试验结果与各公式最大误差

Table 1 The maximum errors between test results and equations mentioned

$a/W$	Eq. (9)	Eq. (10)	Eq. (12)
0.70	1.2661	1.2330	1.2338
0.65	2.4284	0.7981	0.6016
0.60	3.1172	0.7852	0.7854
0.55	5.1440	2.2817	0.4942
0.50	4.8206	2.1706	0.1980

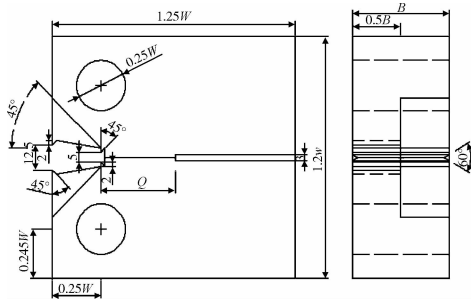


图 8 CT 尖裂纹试样构形

Fig. 8 Crack-tip CT specimen

表 2 各材料拉伸力学性能

Table 2 Material properties of tension

Material	Elasticity modulus, $E/\text{MPa}$	Yield strength, $\sigma_s/\text{MPa}$	Tensile strength, $\sigma_b/\text{MPa}$
1Cr12Mo	230000	520	700
30Cr2Ni4MoV	201370	813	911

试验测试中得到了裂纹嘴张开位移  $V_0$ , 通过本工作提出的转换公式 (12) 可将其转换为加载线位移  $V'_{LL}$ 。图 10 ~ 图 12 所示分别为由载荷分离法得到的三种合金尖裂纹试样的  $J_R$  阻力曲线。图中同



图 9 CT 试样裂纹断面

Fig. 9 Crack section of CT specimen

种材料、同一试样对应着两条  $J_R$  曲线, 其中一条为由试验测得的加载线位移  $V_{LL}$  计算得到, 另一条则由裂纹嘴张开位移转换为加载线位移  $V'_{LL}$  计算得到。可以看出, 同种材料同一试样的两条阻力曲线几乎重合, 最大相对误差均在 5% 以内。

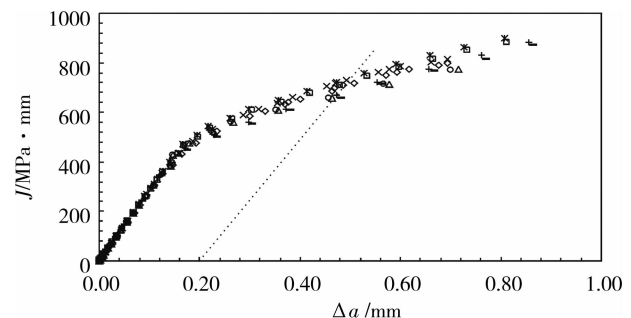
根据国标 GB/T 21143—2007<sup>[3]</sup>, 拟合  $J_R$  阻力曲线时, 至少需要六个数据点, 且在四个等间距裂纹扩展区内, 至少有一个数据点才为有效, 如图 13 所示。过  $\Delta a$  最大值点作钝化线的平行线, 与横坐标的交点定义为  $\Delta a_{max}$ , 该值应满足:

$$0.5 \leq \Delta a_{max} \leq 0.10(W - a_0) \quad (13)$$

其中钝化线方程为:

$$J = 3.75R_m \Delta a \quad (14)$$

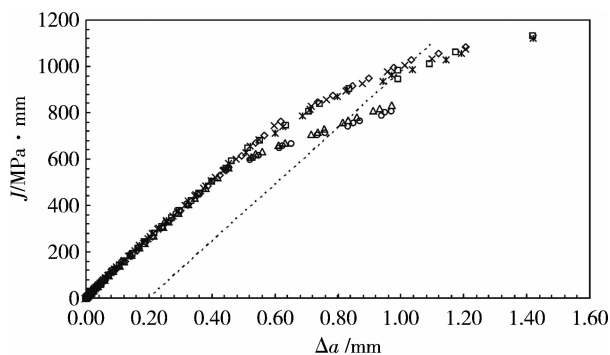
式中,  $R_m$  为试验温度下的抗拉强度。将过  $\Delta a_{max}$  点钝化线的平行线定义为有效裂纹扩展量的右边界, 过  $\Delta a = 0.1$  处钝化线的平行线定义为左边界线, 最小  $J_{max}$  为  $J_R$  曲线上边界线。其中, 试样的  $J_{max}$  按照如下公式计算:



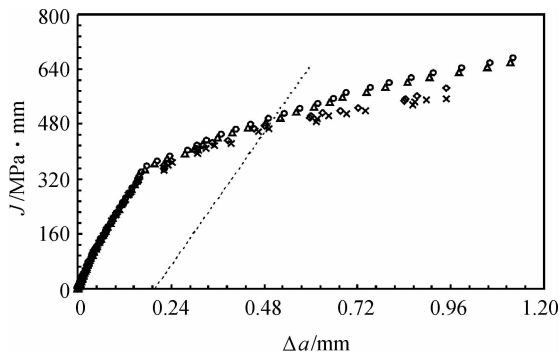
- $J$  resistance curve by experimental  $V_{LL}$  of sample 1
- △  $J$  resistance curve by  $V'_{LL}$  from Eq.(12) of sample 1
- ◇  $J$  resistance curve by experimental  $V_{LL}$  of sample 2
- ×  $J$  resistance curve by  $V'_{LL}$  from Eq.(12) of sample 2
- $J$  resistance curve by experimental  $V_{LL}$  of sample 3
- ×  $J$  resistance curve by  $V'_{LL}$  from Eq.(12) of sample 3
- $J$  resistance curve by experimental  $V_{LL}$  of sample 4
- +  $J$  resistance curve by  $V'_{LL}$  from Eq.(12) of sample 4
- ..... Blunt line

图 10 10Cr9Mo1VNbN 材料  $J_R$  阻力曲线

Fig. 10  $J$  resistance curves of 10Cr9Mo1VNbN



- $J$  resistance curve by  $V_{LL}'$  from Eq.(12) of sample 1
- △  $J$  resistance curve by experimental  $V_{LL}$  of sample 1
- ×  $J$  resistance curve by  $V_{LL}'$  from Eq.(12) of sample 2
- ◇  $J$  resistance curve by experimental  $V_{LL}$  of sample 2
- ×  $J$  resistance curve by  $V_{LL}'$  from Eq.(12) of sample 3
- $J$  resistance curve by experimental  $V_{LL}$  of sample 3
- Blunt line

图 11 1Cr12Mo 材料  $J_R$  阻力曲线Fig. 11  $J$  resistance curves of 1Cr12Mo

- $J$  resistance curve by experimental VLL of sample 1
- △  $J$  resistance curve by VLL' from Eq.(12) of sample 1
- ◇  $J$  resistance curve by experimental VLL of sample 2
- ×  $J$  resistance curve by VLL' from Eq.(12) of sample 2
- Blunt line

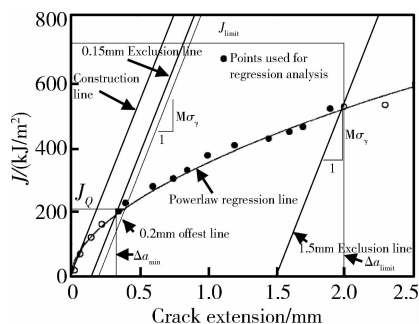
图 12 30Cr2Ni4MoV 材料  $J_R$  阻力曲线Fig. 12  $J$  resistance curves of 30Cr2Ni4MoV

图 13 有效性判定示意图

Fig. 13 The diagram of validity judgement

$$J_{\max} = a_0 [(R_{p0.2} + R_m)/40]$$

$$J_{\max} = B [(R_{p0.2} + R_m)/40]$$

$$J_{\max} = (W - a_0) [(R_{p0.2} + R_m)/40] \quad (15)$$

其中,  $R_{p0.2}$  为试验温度下的屈服强度。

对 0.1mm 和  $\Delta a_{\max}$  边界线之间的数据点按如下所示指数方程拟合  $J_R$  阻力曲线。

$$J = \alpha + \beta \Delta a^\gamma \quad (16)$$

表 3 所示为各合金试样对应的断裂韧度值以及  $J_R$  阻力曲线参数拟合结果。钝化线的 0.2mm 偏置线与  $J_R$  阻力曲线的交点即为  $J_Q$ 。对于 30Cr2Ni4MoV 合金符合如上所述有效性判据, 固该合金的  $J_{IC}$  平均取值为 418MPa·mm。

## 4 结论

(1) 提出了修正的载荷分离公式  $P' = P/P_r = G'(a/W)H(V_p/W)$ ,  $P_r = \sigma_0 WB$ , 并根据有限元计算

表 3 各合金尖裂纹试样断裂韧度值

Table 3 The fracture toughness properties of three materials

Material	Number	$J_Q / (\text{MPa} \cdot \text{mm})$	$\alpha$	$\beta$	$\gamma$
10Cr9Mo1VNbN	1#	680	241.41	626.18	0.483
	2#	722	1258.62	-392.90	-0.445
	3#	746	-86.32	1043.04	0.331
	4#	675	268.36	662.67	0.659
1Cr12Mo	1#	474	-347.49	1331.33	0.499
	2#	486	8.18	1223.18	0.986
30Cr2Ni4MoV	3#	489	-28.50	1222.04	0.904
	1#	424	-149.52	772.48	0.264
	2#	412	-2104.73	2686.34	0.057

给出了几何函数  $G'$  的表达式,使得载荷分离理论符合  $\pi$  定理。

(2) 基于对直通型 CT 试样的精细有限元分析,提出了精度高、形式简洁的 COD 转换公式  $V_{LL}/V_0 = R/(R + 0.25W)$ ,进而提出了基于直通型 CT 试样的断裂韧度载荷分离测试新方法。

(3) 根据本工作提出的方法,采用不同初始裂纹长度 10Cr9Mo1VNbN 钝裂纹 CT 试样对新转换公式的有效性和精确性进行了试验验证,结果表明误差均小于 1.3%。通过载荷分离法获得了 1Cr12Mo, 30Cr2Ni4MoV 以及 P91 管材 10Cr9Mo1VNbN 三种材料的断裂韧度和  $J_R$  阻力曲线,试验值与公式计算值的最大相对误差均在 5% 以内。

#### 参考文献:

- [1] 党宁, 赵嘉琪, 南海, 等. 退火态 ZTi6Al4V 铸造钛合金的断裂韧度研究[J]. 航空材料学报, 2012, 32(4): 87-91.  
(DANG N, ZHAO J Q, NAN H, *et al.* Fracture toughness of ZTi6Al4V casting titanium alloy under different annealed conditions[J]. Journal of Aeronautical Materials, 2012, 32(4): 87-91.)
- [2] 曹晶晶, 陈华辉, 杜飞, 等. 助熔剂对原位转化碳纤维/氧化铝复合材料组织结构与性能的影响[J]. 材料工程, 2013(12): 54-58.  
(CAO J J, CHEN H H, DU F, *et al.* Effect of sintering additives on microstructures and properties of *in-situ* transformed carbon fiber/alumina composites [J]. Journal of Materials Engineering, 2013(12): 54-58.)
- [3] 刘涛, 高怡斐, 李颖, 等. GB/T 21143—2007 金属材料准静态断裂韧度的统一试验方法[S]. 北京: 中国标准出版社, 2008.
- [4] International Organization for Standardization. ISO 12135-2002(E) International standard of unified method of test for the determination of quasistatic fracture toughness[S]. Switzerland: International Organization for Standardization, 2002.
- [5] ASTM International. ASTM E1820-08a Standard test methods for measurement of fracture toughness[S]. Annual Book of ASTM Standards; Vol 301. Philadelphia, PA: American Society for Testing and Materials, 2008.
- [6] 姚蓓. ASTM E813—87  $J_{IC}$  断裂韧性试验方法: 节译稿[S]. 北京: 冶金部钢铁研究总院, 1988: 20-37.
- [7] 姚蓓, 邓枝生, 邓其源. GB/T 2038—1991 金属材料延性断裂韧度  $J_{IC}$  试验方法[S]. 北京: 中国标准出版社, 2002: 387-411.
- [8] RICE J R, BOSENGREN G F. Plane strain deformation near a crack tip in a power-law hardening material[J]. Journal of the Mechanics and Physics of Solids, 1968, 16(1): 1-12.
- [9] 蔡力勋, 陈洪军, 包陈. 关于断裂力学柔度测试技术的新思考[J]. 核动力工程, 2006(10): 134-138.  
(CAI L X, CHEN H J, BAO C. The new thought of compliance testing technology about fracture mechanics [J]. Nuclear Power Engineering, 2006(10): 134-138.)
- [10] 蔡力勋, 包陈, 金蕾. 金属材料断裂力学柔度测试技术问题与发展[J]. 中国测试, 2009, 35(1): 9-18.  
(CAI L X, BAO C, JIN L. Compliance testing technology used for fracture properties of metallic materials: problems and development [J]. China Measurement and Test, 2009, 35(1): 9-18.)
- [11] 金蕾, 蔡力勋. 基于材料断裂韧度测试的 COD 换算方法研究[J]. 机械强度, 2010, 32(1): 116-120.  
(JIN L, CAI L X, BAO C. Study on crack open displacement transform formulas based on testing of material fracture toughness[J]. Journal of Mechanical Strength, 2010, 32(1): 116-120.)
- [12] 包陈, 蔡力勋, 石凯凯. 直通型 CT 试样 COD 弹塑性换算研究[J]. 北京科技大学学报, 2011, 33(7): 863-867.  
(BAO C, CAI L X, SHI K K. Study on crack opening displacement elastic-plastic transform formula for front-force compact tension (FFCT) specimen[J]. Journal of University of Science and Technology Beijing, 2011, 33(7): 863-867.)
- [13] EMST H A, PARIS P C, LANDES J D. Estimations on  $J$ -integral and tearing modulus  $T$  from a single specimen test record[J]. Fract Mech, ASTM STP 743, American Society for Testing and Materials, 1981: 476-502.
- [14] SHAROBEAM M H, LANDES J D. The load separation criterion and methodology in ductile fracture mechanics [J]. Int J Fract, 1991, 47: 81-104.
- [15] WAINSTAIN J, FRONTINI P M, CASSANELLI A N.  $J$ -R curve determination using the load separation parameter  $S_{pb}$  method for ductile polymers [J]. Polym Test, 2004, 23: 591.
- [16] HOLLOMON J H. Tensile deformation [J]. Aime Trans, 1945, 12(4): 1-22.
- [17] 高素荷. 网格划分密度与有限元求解精度研究[J]. 机械设计, 2007, 27: 161-163.  
(GAO S H. The theory and practice of high speed raster photography[J]. Mechanical Design, 2007, 27: 161-163.)

## Fracture Toughness Based on Test Method for Straight-Notch CT Specimen

YAO Yao, CAI Li-xun, BAO Chen, SHI Kai-kai, WU Hai-li

(Department of Applied Mechanics and Engineering, Southwest Jiaotong University, Chengdu 610031, China)

**Abstract:** Systematic investigation on the estimation of  $J$  resistance curves for straight-notch CT specimens was carried out on the basis of normalization method which concludes in the non-dimensional load separation method. Improvements on the load separation principle were performed. In the light of refined finite element analyses and the geometry deformation relationship of straight-notch CT specimen, a transforming formula from crack mouth opening displacement ( $V_0$ ) to load line displacement ( $V_{LL}$ ) was proposed. Blunt cracked CT specimens with different initial crack length were used to test and verify the transforming formula. Three types of engineering materials, such as 1Cr12Mo, 30Cr2Ni4MoV and 10Cr9Mo1VNbN, were employed to estimate the  $J$ -resistance curves. The results show that the errors between the experimental and calculated values are all less than 5%.

**Key words:** load separation method; dimensionless principle; straight-notch CT specimen; finite element analysis;  $V_0$ - $V_{LL}$  transformation; fracture toughness;  $J$  resistance curve