

基于试验数据的焊缝试样 C^* 参量估算*

轩福贞 马春伟 涂善东 王正东

(华东理工大学机械工程学院 上海 200237)

摘要: 针对焊缝和母材蠕变性能不相同的带焊缝 CT 试样, 提出了一个等效均质材料模型, 建立了焊缝中心裂纹、焊缝界面裂纹和非对称焊缝裂纹情况下由试验数据确定 C^* 参量的修正式。采用 ABAQUS 软件进行了带焊缝 CT 试样 C^* 参量的有限元分析。有限元数值解与修正式的预测值比较表明: 与均质材料 CT 试样相比, 低匹配焊缝会导致 CT 试样的 h_w 因子增大, 高匹配焊缝会导致 h_w 因子值降低, 采用 ASTM E1457 提供的公式在低匹配情况下会过低估算 C^* 参量, 在高匹配情况下会过高估算 C^* 参量。无论是低匹配 ($M < 1$) 焊缝还是高匹配 ($M > 1$) 焊缝, 修正后 CT 试样的 C^* 参量计算式都可给出与有限元解非常接近的估算结果, 可用于焊缝蠕变裂纹行为预测。

关键词: 材料不匹配 焊缝 蠕变裂纹扩展 CT 试样 C^* 参量

中图分类号: O344.6 TH140.1

0 前言

工程中高温结构的失效多发生在焊接接头处, 因而该部位缺陷的断裂力学分析在结构安全评定和延寿技术中占有重要地位。目前一般认为 C^* 参量是用来关联蠕变裂纹起裂和扩展数据的理想力学参量。但焊接接头处的蠕变裂纹扩展不仅与母材、焊缝和热影响区的材料性能有关, 而且受焊缝坡口等几何因素的影响, 使得焊缝高温断裂力学参量 C^* 的计算和测量成为一个非常复杂的力学问题^[1]。焊缝中 C^* 参量可以采用有限元数值方法计算^[2], 也可以采用平均蠕变速率^[3]、修正的参考应力^[4]以及等效材料法^[5]进行简单估算, 但应用中试验确定 C^* 参量的大小也必不可少。目前试验测定焊接接头中蠕变裂纹的 C^* 参量多采用美国材料试验学会 E1457 规范中提供的公式^[6], 但这一公式是针对均质材料制定的, 并没有考虑焊缝、母材性能非匹配等因素的影响。现有的研究表明, 上述因素对 C^* 参量的影响不可忽略^[1-2, 5], 因此采用现有 E1457 规范公式计算焊缝裂纹的 C^* 参量就不可避免地引入不安全因素, 甚至导致危险性的结论。

本研究把焊缝坡口简化为矩形形状, 不考虑残余应力和热影响区的影响, 探讨了裂纹在焊缝位置、蠕变性能非匹配和焊缝几何尺寸对 C^* 参量试验估算式的影响, 建立了相应的修正式, 有限元法验证了修正式的适用性。

1 理论分析

在材料的蠕变裂纹扩展试验中, C^* 参量一般是通过测量特定试样(如 CT 试样)的加载线位移, 然后根据标定公式计算得到。目前国际上通常采用美国材料试验学会标准 E1457-00^[6]提供的公式来计算 C^* 参量

$$C^* = h \frac{n}{n+1} \frac{F \dot{\epsilon}}{d(b-l)} \quad (1)$$

$$h = - \frac{(1-l/b)}{F_1} \frac{\partial F_1}{\partial(l/b)} \quad (2)$$

式中 n ——Norton 蠕变律中的应力指数

$\dot{\epsilon}$ ——蠕变引起的加载线位移速率

F ——外加试验载荷

d ——试样厚度

b ——试样宽度

l ——裂纹长度

h ——试样几何校正因子, 是几何尺寸和裂纹长度的函数, 可由极限载荷得到^[7-8]

F_1 ——试样的极限载荷

美国材料试验学会 E1457 标准中提供的 CT 试样 h_0 因子计算式为: $h_0 = 2 + 0.522(1-l/b)$, 它是由 LANDES 等^[9]在极限载荷分析基础上通过线性拟合得到的。

实际结构中裂纹可能产生于焊缝中或焊缝界面上, 如图 1 所示(h, h_1, h_2 为焊缝尺寸), 如何试验确定这一情况下的 C^* 参量, 目前还缺少专门的计算式。美国 ASTM E1457 规范提供的式(1)是基于均质材料, 没有考虑焊接接头不同部位材料力学性能(包括蠕变)不匹配的影响。尽管 $\dot{\epsilon}$ 可直接从焊接试样的

* 上海市自然科学基金(03ZR14022)、国家杰出青年基金(50225517)和上海市启明星计划(05QMX1416)资助项目。20050614 收到初稿, 20051206 收到修改稿

试验中测量，能够部分反映材料蠕变性能不匹配的影响，但如何考虑焊缝对式(1)中 h 因子的影响以及如何选取带焊缝试样的材料常数 n ，目前 E1457 中均没有提供相应的解决方法。因而需要对现有公式进行必要的修正，使之反映焊缝、母材不匹配的影响。

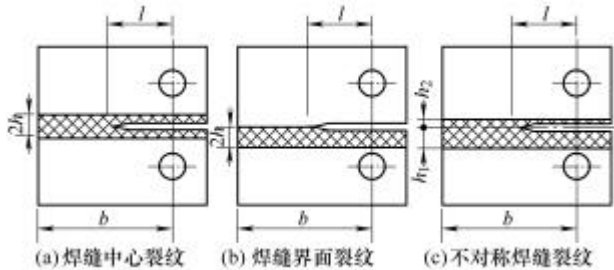


图 1 带焊缝 CT 试样结构示意图

1.1 等效材料模型

把实际含裂纹焊接接头简化为图 2a、2b 所示的理想双材料模型，且忽略焊接残余应力的影响。此问题可等效为图 2c 所示的均质材料模型^[5, 10]，该模型具有与实际焊接接头相同的几何尺寸和等效的本构关系

$$s_{eq}(e_{inc}) = f_w s_w(e_{inc}) + f_b s_b(e_{inc}) \quad (3)$$

式中 $s_b(e_{inc})$ 和 $s_w(e_{inc})$ 分别表示母材和焊缝材料的应力—非弹性应变关系， f_b 和 f_w 分别由式(4)计算

$$\begin{cases} f_b = \frac{M - F_{l,mis}/F_{l,b}}{M - 1} \\ f_w = \frac{F_{l,mis}/F_{l,b} - 1}{M - 1} \end{cases} \quad (4)$$

式中 $F_{l,mis}$ ——非均质焊接接头的极限载荷
 $F_{l,b}$ ——母材均质结构的极限载荷
 M ——焊缝和母材材料的非匹配比。当取 $e_{inc}=0.2\%$ 时， M 表示材料的 0.2% 屈服应力之比

$$M = s_w(e_{inc})/s_b(e_{inc})$$

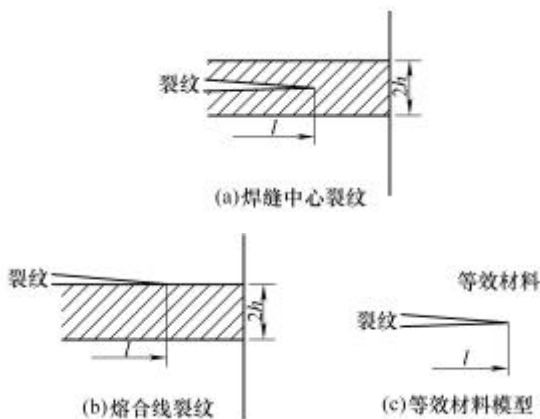


图 2 非匹配的含裂纹焊接接头和等效材料模型

考虑母材和焊缝材料都符合用弹性—幂蠕变律的情况，长时蠕变情况下这两种材料的非弹性变形可以近似表示为

$$e_{inc} = \epsilon_c t = B_b s_b^{n_b} t \quad (5)$$

$$e_{inc} = \epsilon_c t = B_w s_w^{n_w} t \quad (6)$$

式中 B_b, B_w ——母材和焊材的蠕变系数

n_b, n_w ——母材和焊材的蠕变指数

t ——服役时间

参照式(5)、(6)，母材和焊缝材料的非匹配比 M 又可以表示为

$$M = (e_{inc}/t)^{\frac{n_b - n_w}{n_b n_w}} B_w^{\frac{1}{n_w}} B_b^{\frac{1}{n_b}} \quad (7)$$

显然高温蠕变情况下的材料非匹配比 M 为一个与时间相关的函数。把式(5)、(6)代入式(3)，整理后即可得到虚构材料的应力—蠕变应变速率关系

$$s_{eq} = f_b \left(\frac{\epsilon_c}{B_b} \right)^{\frac{1}{n_b}} + f_w \left(\frac{\epsilon_c}{B_w} \right)^{\frac{1}{n_w}} \quad (8)$$

这一虚构材料的蠕变应力指数 n_{eq} ，则可以参照 KIM 等^[11]在弹塑性情况下的工作，应用混合律准则得到

$$n_{eq} = \frac{M - 1}{(F_{l,mis}/F_{l,b} - 1)/n_w + (M - F_{l,mis}/F_{l,b})/n_b} \quad (9)$$

式(9)提供的虚构材料的应力指数 n_{eq} 即可用于带焊缝试样 C^* 参量的计算。需要指出，当焊缝材料非常接近于母材的蠕变性能时 ($M \rightarrow 1$)，式(9)的分子和分母接近于 0 ($M \rightarrow F_{l,mis}/F_{l,b}$; $F_{l,mis}/F_{l,b} \rightarrow M$)，这时 n_{eq} 可以直接取焊缝或母材应力指数的值。

1.2 焊接 CT 试样 h 因子的修正

基于上述含裂纹焊接接头的等效材料模型，则带焊缝 CT 试样的 C^* 参量就可以采用 E1457 提供的式(1)直接计算，但式中的几何校正因子 h_0 需要按照式(2)的定义重新计算。KIM 等^[12]给出了平面应变情况下带焊缝 CT 试样的极限载荷解，把这些解代入式(2)，微分后即可解得带焊缝 CT 试样的 h_w 因子。

1.2.1 焊缝中心裂纹

对于高匹配焊缝 ($M > 1$)，有

$$h_w = \begin{cases} h_0 & 0 \leq j \leq j_1 \\ -\frac{1}{G} \left[B \left(\frac{j_1}{j} \right) + MB \left(\frac{j_1}{j} \right)^M \right] + h_0 & j_1 < j \end{cases} \quad (10)$$

式中 $G = A + B \left(\frac{j_1}{j} \right) + B \left(\frac{j_1}{j} \right)^M$

$$j = \frac{b-l}{h}$$

$$j_1 = 1.9 \exp\left(-\frac{M-1}{3}\right)$$

$$A = \frac{M+49}{50}$$

$$B = \frac{49(M-1)}{50} - C$$

$$C = 0.3(M-1)\sqrt{M-1}$$

对低匹配焊缝 ($M < 1$)，有

$$h_w = \min(h_1, h_2) \quad (11)$$

$$h_1 = \begin{cases} h_0 & 0 \leq j \leq 2 \\ -\frac{A'B'j \exp[-B'(j-2)]}{A' \exp[-B'(j-2)] + C'} + h_0 & 2 < j \end{cases} \quad (12)$$

式中

$$A' = \frac{9(M-1)}{10}$$

$$B' = \frac{1}{20(1-M)}$$

$$C' = \frac{M+9}{10}$$

$$h_2 = \begin{cases} h_0 & 0 \leq j \leq 2 \\ -\frac{t_1}{t_2} + h_0 & 2 < j \leq 7 \\ \frac{j}{18.219+j} & j > 7 \end{cases} \quad (13)$$

$$t_1 = 1.017(j/10) - 6.258(j/10)^2 + 5.856(j/10)^3$$

$$t_2 = 1.094 - 1.017(j/10) + 3.129(j/10)^2 - 1.952(j/10)^3$$

1.2.2 焊缝界面裂纹

对于高匹配焊缝 ($M > 1$)，带焊缝 CT 试样极限载荷与均质母材情况相比变化可忽略^[12]，这时 h_w 因子的解即为

$$h_w = h_0 \quad (14)$$

对低匹配焊缝 ($M < 1$)，有

$$h_w = \min(h_3, h_4) \quad (15)$$

$$h_3 = \begin{cases} h_0 & 0 \leq j \leq 4 \\ -\frac{A'B'j \exp[-B'(j-4)]}{A' \exp[-B'(j-4)] + C'} + h_0 & 4 < j \end{cases} \quad (16)$$

$$h_4 = \begin{cases} h_0 & 0 \leq j \leq 4 \\ -\frac{0.87c^2 - 1.52c}{1 + 0.76c^2 - 0.29c^3} \frac{j}{10} + h_0 & 4 < j \leq 24 \\ \frac{0.061cj}{0.616c + 2.0} + h_0 & 24 < j \end{cases} \quad (17)$$

式中 $c = (j-4)/10$

1.2.3 焊缝非对称裂纹

更一般情况，裂纹可能即不在焊缝中心，也不在焊缝界面上，而是处于如图 1c 所示的非对称位置，这时有 $h_1 \neq h_2$ 。对于这种情况下结构的极限载荷，LEI 等^[13]提出可以用式(18)近似计算

$$F_{L,mis} = \frac{1}{2}(F_{L,mis,h_1} + F_{L,mis,h_2}) \quad (18)$$

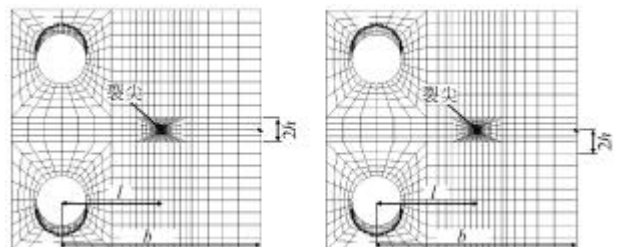
这里 F_{L,mis,h_1} 和 F_{L,mis,h_2} 分别为焊缝尺寸等于 $2h_1$ 和 $2h_2$ 时的中心裂纹 CT 试样极限载荷。把式(18)代入式(2)，就得到这种情况下的 h_w 因子的近似解。

把修正了的几何校正因子 h_w 和等效材料的蠕变指数 n_{eq} 代入式(1) 就得到适用于带焊缝 CT 试样的 C^* 参量试验估算式

$$C_w^* = h_w \frac{n_{eq}}{n_{eq} + 1} \frac{F_{\&}}{B(b-a)} \quad (19)$$

2 有限元数值验证

为验证 C^* 参量估算式(18)的有效性，可将估算结果与严格的围线积分值相比较。有限元法是目前按照围线积分定义计算 C^* 参量最有效的手段，大型通用有限元软件 ABAQUS 不仅提供了用围线积分法计算 C^* 参量的命令，而且可以输出加载线位移速率数据。采用 8 节点等参元(CPE8R)建立的带焊缝 CT 试样有限元模型如图 3 所示。



(a) 焊缝中心裂纹 (b) 界面裂纹

图 3 紧凑拉伸试样有限元模型

有限元计算中假定材料服从理想弹性——幂蠕变率本构方程，焊缝和母材具有相同的弹性模量 E 和泊松比 ν ，不同的蠕变特性(包括 Norton 定律中的材料常数 B 和 n)。为简化分析，有限元模型的焊缝和母材蠕变指数 n 值都取为 9.03，式(7)定义的非匹配比 M 取值为从 0.5 到 2.0 变化。实际计算时采用了固定母材的力学性能，通过变化焊缝材料的性能来得到不同的 M 值。母材力学性能取为 YOON^[14]提供的 1Cr0.5Mo 钢：弹性模量 $E=1.75$ TPa, $B_b = 1.83 \text{ aPa}^{-n} \cdot \text{h}^{-1}$, $n_b = 9.03$ 。带焊缝试样另一个重要的参量 j 反映了焊缝宽度的影响，计算中首先固定焊缝宽度，取 b/h 分别等于 12, 10, 8, 6, 4，然后

改变 l/b 的值来得到不同的 j 值。计算 C^* 参量时选取了 5 个不同的路径积分，最后给出的结果为 5 个路径的平均值。

由有限元结果 $(C_w^*)_{EF}$ 计算焊缝 CT 试样的几何因子 h_w 可从式(19)推得

$$h_w = \frac{n_{eq} + 1}{n_{eq}} \frac{(C_w^*)_{EF} B(b-a)}{F(\xi)_{EF}} \quad (20)$$

式中 $(\xi)_{EF}$ ——有限元计算结果得到的加载线位移速率

有限元计算中考虑了不同焊缝宽度、不同蠕变性能匹配比以及裂纹在焊缝中不同位置的情况。计算结果与估算式预测值的比较如图 4~6 所示。可以看出除图 6 所示非焊缝中心裂纹情况外，二者误差都不超过 10%，可见建立的估算式具有相当高的精度。对于非焊缝中心裂纹，估算值与有限元解的最大误差为 18.2%，这主要是因为对 h_w 因子进行修正时采用了近似的极限载荷解，如果能够基于更精确的 $F_{L,mis}$ ，则这里建立的焊缝 C^* 参量估算式可给出与数值解更接近的预测值。

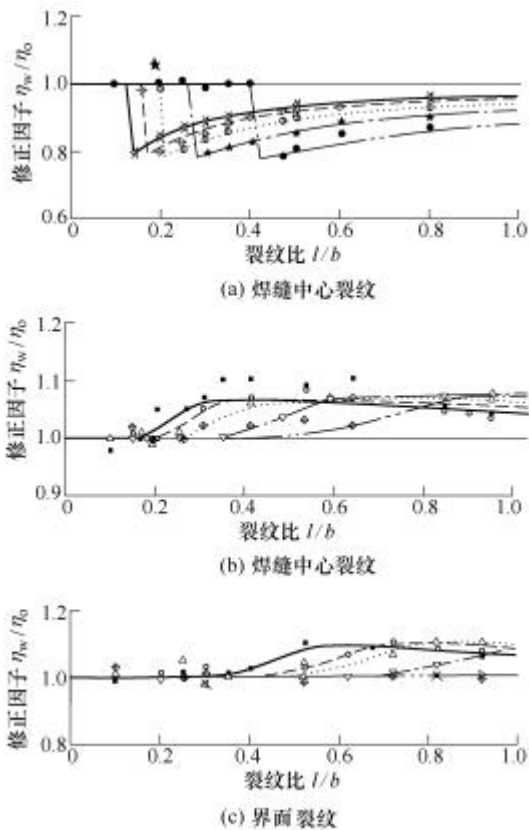


图 4 具有不同宽度焊缝的 CT 试样 h_w 近似值与有限元值的比较

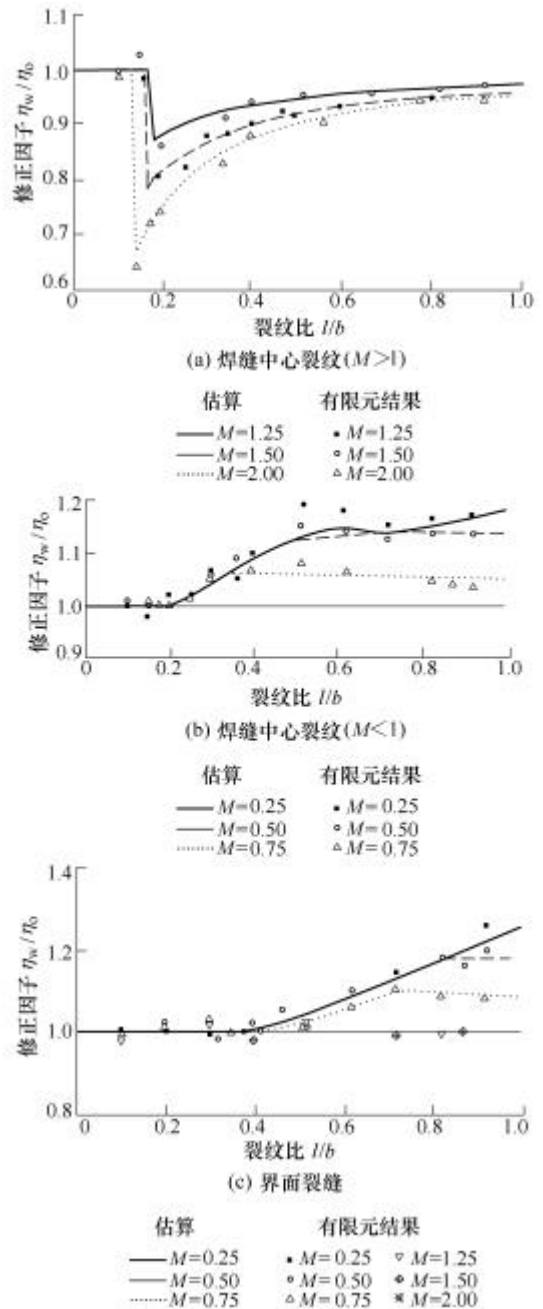
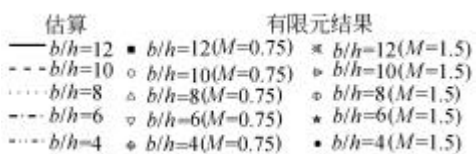


图 5 具有不同匹配比的 CT 试样 h_w 近似值与有限元值的比较 ($b/h=10$)

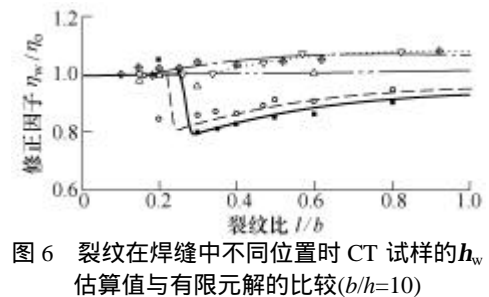
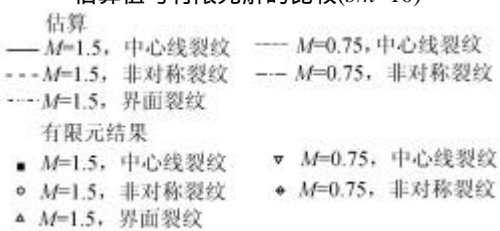


图 6 裂纹在焊缝中不同位置时 CT 试样的 h_w 估算值与有限元解的比较 ($b/h=10$)



3 讨论

母材与焊缝材料蠕变性能非匹配比 M 一定的情况下,不同焊缝宽度对 C^* 参量估算式中 h_w 因子的影响如图 4 所示。可以看出:在 l/b 一定的条件下,不论高匹配焊缝还是低匹配焊缝,其所对应的 h_w 因子与均质材料相比的变化程度都随着焊缝尺寸的增加而增大,如图 4a 中 $b/h=4$ 和 $b/h=12$ 时的情况。但在整个裂纹长度变化范围内,焊缝尺寸改变对 h_w 因子最大值的影响(升高或降低)并没有变化,可见焊缝尺寸对 h_w 因子的影响与裂纹长度 l/b 有关。对焊缝界面裂纹,低匹配情况下焊缝尺寸改变对 h_w 因子的影响与焊缝中心裂纹一致,但在高匹配情况下,改变焊缝尺寸对 h_w 因子的影响不明显。

焊缝尺寸 h 一定情况下,不同蠕变性能非匹配比 M 对 C^* 参量估算式中 h_w 因子的影响如图 5 所示。结果表明非匹配比 M 对 h_w 因子的影响远大于焊缝几何尺寸。对于焊缝中心裂纹情况,高匹配焊缝会导致 h_w 因子值降低,低匹配焊缝会导致 h_w 因子值升高,且随着非匹配比 M 值增加 h_w 因子升高(或降低)程度增大。对焊缝界面裂纹,低匹配焊缝同样会导致 h_w 因子值升高,但相同条件下与焊缝中心裂纹相比 h_w 因子降低程度减小,高匹配焊缝对 h_w 因子值影响不大,与均质情况相比 h_w 因子几乎无变化。

焊缝尺寸 h 和母材与焊缝蠕变性能非匹配 HM 一定的情况下,裂纹在焊缝中不同位置对 C^* 参量估算式中 h_w 因子的影响如图 6。可以看出其他条件一定的情况下,裂纹在焊缝中不同位置时非匹配比对 h_w 因子的影响程度不同。对于高匹配焊缝, h_w 因子值都低于相同结构的均质材料试样 h_0 因子,中心焊缝裂纹试样的 h_w 因子值最小,随着裂纹向焊缝界面靠近,试样的 h_w 因子值逐渐增大,焊缝界面裂纹试样的 h_w 因子最大,与均质材料试样 h_0 因子近似相等。对于低匹配焊缝, h_w 因子随裂纹位置的变化表现出相反的趋势,中心焊缝裂纹试样的 h_w 因子值最大,随着裂纹向焊缝界面靠近,试样的 h_w 因子值逐渐减小,当裂纹到达焊缝界面时,试样的 h_w 因子最小,但仍大于均质材料试样的 h_0 因子,其增大程度与 M 、尺寸 h 、 l/b 有关。

由上述讨论结果可以看出,试验确定带焊缝 CT 试样的 C^* 参量时,对于窄焊缝或者宽焊缝以及母材、焊缝的非匹配程度不太大的情况, h_w 因子值与均质材料试样相差不大,也就是说这时采用 E1457 提供的公式计算 C^* 参量不会带来太大误差,否则,需要采用这里建立的 C^* 参量修正式进行计算。修正

的带焊缝试样 C^* 参量估算值与实际结果相符程度与结构极限载荷有关。如果计算 C^* 参量时所采用的极限载荷就是非匹配焊缝结构的极限载荷,则能够得到与 C^* 参量严格定义一致的估算解。

4 结论

(1) 针对焊缝和母材蠕变性能不相同的带焊缝 CT 试样,提出了一个等效均质材料分析模型,在此模型基础上建立了焊缝中心裂纹、焊缝界面裂纹和非对称焊缝裂纹情况下试验确定 C^* 参量的修正式。

(2) 有限元分析结果表明,所建立的 ASTM E1457 规范中 C^* 参量的修正式无论对低匹配($M < 1$)焊缝还是高匹配($M > 1$)焊缝都能得到与有限元解非常接近的估算值。

(3) 与均质材料 CT 试样相比,低匹配焊缝会导致 CT 试样的 h_w 因子增大,高匹配焊缝会导致 h_w 因子值降低,因而采用目前 E1457 提供的公式在低匹配情况下会过低估算 C^* 参量,在高匹配情况下会过高估算 C^* 参量。

(4) 对于窄焊缝或宽焊缝以及母材、焊缝非匹配程度不大时,带焊缝 CT 试样的 h_w 因子与均质材料试样相比变化不大,可以采用 E1457 提供的公式试验确定 C^* 参量,否则,就需要按照所提出的修正式进行计算。

参 考 文 献

- [1] TU S T, YOON K B. The influence of material mis-match on the evaluation of time-dependent fracture mechanics parameters[J]. Engng. Fract. Mech., 1999, 64 : 765-780.
- [2] SEGLE P, ANDERSSON P, SAMUELSON L A. Numerical investigation of creep crack growth in cross-weld CT specimens. Part I: Influence of mismatch in creep deformation properties and notch tip location[J]. Fatigue Engng. Mater. Struct., 2000, 23 : 521-531.
- [3] BUDDEN P J, CURBISHLEY I. Assessment of creep crack growth in dissimilar metal welds[J]. Nucl. Engng Design, 2000, 197 : 13-23.
- [4] ASSIRE A, MICHEL B, RAOUS M. Creep crack initiation and creep crack growth assessments in welded structures[J]. Nucl. Engng Design, 2001, 206 : 45-56.
- [5] XUAN F Z, TU S T, WANG Z D. C^* estimation for cracks in mismatched welds and finite element validation [J]. Int. J. Fract., 2004, 126(3) : 267-280.
- [6] ASTM Standard E1457-00. Standard test methods for measurement of creep crack growth rates in metals[S].

Annual Book of ASTM Standards, American Society of Testing and Materials, Philadelphia, PA, USA, 2000 : 944-957.

- [7] HARPER M P, ELLISON E G. The use of the C^* parameter in predicting creep crack propagation rates[J]. *J. Strain Anal.*, 1977, 12 : 167-179.
- [8] SHAROBEAM M H, LANDES J D. The separation criterion and methodology in ductile fracture mechanics [J]. *Int. J. Fract.*, 1991, 47 : 81-104.
- [9] CLARKE G A, LANDES J D. Evaluation of the J integral for the compact specimen[J]. *J. Testing Evaluation*, 1979, 7(5) : 264-269.
- [10] ZHANG J X, SHI Y W, TU M J. Studies on the fracture mechanics parameters of weldment with mechanical heterogeneity[J]. *Engineering Fracture Mechanics*, 1989, 34(5/6) : 1 041-1 050.
- [11] KIM Y J, SCHWALBE K H, Ainsworth R A. Simplified J-estimations based on the engineering treatment model for homogeneous and mismatched structures[J]. *Engng. Fract. Mech.*, 2001, 68 : 9-27.
- [12] KIM Y J, SCHWALBE K H. Compendium of yield load solutions for strength mismatched DE(T), SE(B) and C(T) specimens[J]. *Engng. Fract. Mech.*, 2001, 68 : 1 137-1 151.
- [13] LEI Y, TAO J, LI P N. Limit load and J estimates of a centre cracked plate with an asymmetric crack in a mismatched weld[J]. *Int. J. Pres. Ves. & Piping*, 1999, 76 : 747-757.
- [14] YOON K B, KIM K Y. High temperature fracture parameter for a weld interface crack[J]. *Theoretical and Applied Fracture Mechanics*, 1999, 32 : 27-35.

METHODS OF ESTIMATING C^* PARAMETER BASED ON EXPERIMENTAL DATA FOR WELD SEAM SPECIMENS

XUAN Fuzhen MA Chunwei TU Shandong
WANG Zhengdong
(School of Mechanical Engineering, East China University of Science and Technology, Shanghai 200237)

Abstract : An equivalent homogenous model is presented for the compact tension (CT) specimen with different creep properties in the weld and base metals. Based on the proposed equivalent material model, the modified experimental C^* integral estimation equations are derived for the CT specimens with a weld centre crack, a fusion line crack and an asymmetric crack, respectively. And then, finite element (FE) analyses for C^* integral of welded CT specimens are performed by using the ABAQUS software. The C^* parameters from FE simulation and the modified estimation equations are compared. Results indicated that an under-mismatched weld will increase the non-dimensional factor h_w while an over-mismatched weld will decrease the h_w value compared with the h_0 factor of homogeneous CT specimens. It implicates that the current C^* estimation equation in ASTM E1457 may underestimate C^* for an under-mismatched weld but slightly overestimate it for an over-mismatched weld. Whether for under-mismatched weld ($M < 1$) or for over-mismatched weld ($M > 1$) considered herein, the predicted C^* parameters from the presented formulae are very close to FE results and thus can be used to interpret the creep crack growth of weldments

Key words : Material mismatch Weldseam

Creep crack growth CT specimen C^* parameter

作者简介: 轩福贞, 男, 1970 年出生, 博士, 副教授。主要研究方向为结构疲劳、蠕变、断裂及其完整性评定技术。

E-mail : fzxuan@ecust.edu.cn