DOI: 10.3901/JME.2020.24.040

高温蠕变条件下表面裂纹扩展行为分析*

胡华彦¹ 温建锋¹ 吴蔚峰² 谈建平¹ 涂善东¹

(1. 华东理工大学承压系统与安全教育国家重点实验室 上海 200237;

2. 福建省特种设备检验研究院 福州 350008)

摘要: 裂纹的存在及其扩展严重限制着高温承压部件的使用寿命,而目前对结构三维蠕变裂纹扩展行为的认识及其预测仍比较有限。以典型耐热钢 P91 为例,在 650 °C 下对其开展了不同应力和不同初始裂纹尺寸的表面裂纹蠕变扩展试验,通过断面观察获得了蠕变裂纹扩展形貌演化,并采用基于多轴蠕变损伤模型的有限元法、基于蠕变裂纹尖端参量 C^* 的有限元法以及英国标准 BS7910 推荐的简化计算方法进行表面裂纹蠕变扩展分析。结果表明,基于多轴蠕变损伤模型的有限元法能够合理地描述裂纹最终轮廓并准确地预测裂纹扩展时间。相比之下,基于 C^* 的有限元法和 BS7910 简化计算方法计算的裂纹形貌预测有明显偏差,并且较依赖于紧凑拉伸试样的蠕变裂纹扩展试验数据及其拟合的参数 C 和 q ,易导致过于保守的裂纹扩展时间预测。评估了不同计算方法对于表面裂纹蠕变扩展行为的预测能力。

关键词: 蠕变裂纹扩展; 表面裂纹; 蠕变损伤; 有限元分析; 耐热钢

中图分类号: TH114

Analysis of Surface Creep Crack Growth Behavior under High Temperature Creep Condition

HU Huayan¹ WEN Jianfeng¹ WU Weifeng² TAN Jianping¹ TU Shantung¹

(1. Key Laboratory of Pressure Systems and Safety, Ministry of Education,

East China University of Science and Technology, Shanghai 200237;

2. Fujian Special Equipment Inspection and Research Institute, Fuzhou 350008)

Abstract: The service life of high temperature pressurized equipment is remarkably limited by the existence and propagation of a crack. Unfortunately, the understanding and prediction on the three-dimensional creep crack growth(CCG) behavior of a structure are still very limited. For a typical heat-resistant steel, P91, creep tests under loads of various magnitudes are carried out at 650 °C using a series of tensile specimens containing elaborately prepared surface cracks with various initial length. The surface crack shape evolution is obtained by observing the fracture surfaces. Thereafter, the finite element(FE) analyses of CCG are carried out using a multiaxial creep-damage model. For the purpose of comparison, an FE method on the basis of the C^* parameter and a CCG calculation procedure recommended by the UK standard, BS7910, are also employed. It is found that the finite element solution based on the multiaxial creep-damage model can reasonably describe the final crack profile and show excellent capability in predicting the crack propagation time. In contrast, the FE method using the C^* and the calculation method from BS7910 result in significant deviation in the prediction of the crack shape. In addition, they are relatively dependent on the CCG test data for the compact tension specimen and its fitting parameters, C and q , and may lead to overly conservative predictions of the crack propagation time. The predictive capabilities of different calculation methods on the behavior of surface crack growth under creep condition were examined.

Key words: creep crack growth; surface crack; creep damage; finite element analysis; heat-resistant steel

0 前言

为了提高能源转换效率,实现节能减排的目标,

火力发电机组的蒸汽参数正朝着高温高压的趋势发展^[1],更高的蒸汽温度及压力对火力发电机组管道用钢提出了更高的要求^[2]。P91 耐热钢是一种典型的高温管道用钢,凭借其优良的抗蠕变性能及抗氧化性能现已大量应用于超临界机组的蒸汽管道及过热器联箱中。然而,严苛环境下运行的高温构件,因

* 国家重点研发计划(2018YFC0808800)、国家自然科学基金(51875203)、上海市浦江人才(18PJ1402300)和东方学者岗位资助项目。20200308收到初稿,20200818收到修改稿

受温度、压力、环境等因素作用，易发生蠕变断裂^[3]，并造成重大经济损失和人员伤亡。另外，长期服役的高温结构中会不可避免地存在裂纹或类似裂纹的缺陷，针对蠕变裂纹的扩展行为开展研究具有重要意义^[4]。

近年来，国内外学者对耐热钢高温蠕变裂纹扩展已有了许多研究。例如，在试验研究方面，MEHANPARAST 等^[5]针对 P91 钢焊接接头采用紧凑拉伸(Compact tension, CT)试样研究了不同试样厚度以及不同材料对蠕变裂纹扩展行为的影响，研究发现蠕变裂纹扩展速率随着裂纹尖端拘束程度的增加而加快；相比于母材，热影响区有较高的蠕变裂纹扩展速率。KUMAR 等^[6]亦采用 CT 试样研究了 P91 钢焊接接头不同位置(母材、焊材和热影响区)的蠕变裂纹扩展行为，发现热影响区具有最高的蠕变裂纹扩展速率，并认为这与热影响区中存在高拘束条件和高蠕变应变有关。在数值模拟方面，HYDE 等^[7]采用 LIU-MURAKAMI 连续损伤模型对 P91 钢焊接接头 CT 试样中的裂纹扩展行为进行了预测，得到的裂纹扩展轮廓和裂纹扩展时间与试验结果大体吻合，但预测结果对多轴参数十分敏感。如上所述，蠕变裂纹扩展研究的对象多为二维穿透裂纹，但是在实际的蒸汽管道中表面裂纹更为常见。HYDE^[8]针对 316 不锈钢进行了一系列的表面裂纹蠕变扩展的试验研究，WEN 等^[9]采用蠕变延性耗竭模型对其试验结果进行数值模拟，结果表明该模型能准确地预测裂纹扩展的形貌以及扩展时间。然而，目前针对 P91 钢表面裂纹蠕变扩展的试验研究及模拟分析鲜见报道。另外，虽然现有结构完整性规范(如英国的 R5^[10]、BS7910^[11]，法国 RCC-MRx 附录 A16^[12]等)在不同程度上给出了蠕变裂纹扩展的估算方法，但它们的预测能力仍有待进一步评估。

本文以典型高温管道用钢 P91 耐热钢为例，在 650 °C 下对其进行不同应力水平、不同初始裂纹尺寸的表面裂纹蠕变扩展试验，分别采用基于损伤力学参量的有限元法和基于断裂力学参量的有限元法进行表面裂纹蠕变扩展仿真，并且采用 BS7910 推荐的简化计算方法对蠕变裂纹扩展进行分析，比较不同计算方法对蠕变裂纹扩展轮廓以及扩展时间预测的能力，并给出使用建议。

1 材料和试验方法

1.1 材料

试验所用的 P91 耐热钢管由福建省特种设备检

验研究院提供，材料生产厂商为日本 JFE 钢铁公司，其外径为 312 mm，壁厚为 40 mm。材料化学成分如表 1 所示。试样沿管材纵向截取，热处理工艺为正火(1 080 °C)处理后回火处理(785 °C)。P91 的金相组织如图 1 所示，主要组织为板条马氏体，平均晶粒尺寸为 50 μm。

表 1 P91 钢化学成分(质量分数) %

化学成分	C	Mn	P	S
ASME ^[13]	0.08~0.12	0.30~0.60	≤0.02	≤0.01
实测值	0.12	0.54	0.015	0.001
HYDE ^[7]	0.11	0.36	—	—
YAMAMOTO ^[14]	0.09	0.45	0.006	0.001
化学成分	Si	Cr	Al	Mo
ASME ^[13]	0.20~0.50	8.00~9.50	≤0.04	0.85-1.05
实测值	0.35	8.59	0.01	0.91
HYDE ^[7]	0.022	8.74	—	0.98
YAMAMOTO ^[14]	0.35	8.52	0.02	0.99
化学成分	V	Nb	N	Ni
ASME ^[13]	0.18~0.25	0.06~0.10	0.03~0.07	≤0.40
实测值	0.22	0.08	0.08	0.30
HYDE ^[7]	0.21	0.12	0.048	—
YAMAMOTO ^[14]	0.21	0.08	0.053	0.07

图 1 P91 钢金相组织

1.2 表面裂纹蠕变扩展试验方法

本文设计的蠕变拉伸板状试样如图 2 所示，标距段长度为 50 mm，标距段横截面的宽度为 20 mm，厚度为 10 mm。在标距段两端设计了凸台以便进行轴向位移的测量，另外在标距段的中心，加工了半径为 2.5 mm 的半圆形缺口。

蠕变裂纹扩展试验之前，利用 PLG-100C 型高频疲劳试验机对试样进行裂纹预制，加载名义应力为 180 MPa，频率为 110~120 Hz。预制裂纹后参照

GB/T 2039-2012《金属材料单轴拉伸蠕变试验方法》标准^[15], 利用 RDJ-50 型高温蠕变持久试验机对试样进行蠕变试验。蠕变试验的温度为 650 ℃, 名义拉伸应力分别为 90 MPa、85 MPa、80 MPa、75 MPa、70 MPa。初始裂纹长度及试验加载参数如表 2 所示, 其中角度 φ 的定义如图 2 所示。

图2 蠕变表面裂纹试样(mm)

表2 表面裂纹蠕变扩展试验加载条件及试验结果

试样 编号	初始裂纹长度/mm		最终裂纹长度/mm		名义拉 伸应力 /MPa	扩展 时间/ h
	$\varphi=0^\circ$	$\varphi=90^\circ$	$\varphi=0^\circ$	$\varphi=90^\circ$		
1	3.285	3.085	3.665	4.346	90	519
2	3.465	3.258	3.665	4.110	85	466
3	3.715	3.321	4.705	6.253	80	867
4	3.675	2.965	4.655	5.350	75	1 324
5	3.782	3.460	5.042	6.020	70	1 456

试验过程中使用引伸计测量其轴向位移, 在试样快速变形前取下试样, 并采用液氮浸泡冲击破断方法在裂纹扩展截面打开试样, 获得裂纹扩展形貌。试验后的断面包含加工缺口区、预制疲劳裂纹扩展区、蠕变裂纹扩展区等, 示意图见图 2。

2 表面裂纹蠕变扩展的数值计算方法

2.1 几何模型

受到名义拉伸应力 σ 作用的含表面裂纹板状试样的几何模型如图 3a 所示。其中 W 和 t 分别为板的半宽度和厚度, L 为板的半长度, a 是裂纹深度, c 为裂纹半长度, 裂纹截面图如图 3b 所示。

(a) 几何模型

(b) 裂纹截面图

图3 拉伸载荷作用下的含表面裂纹平板示意图

2.2 基于蠕变裂纹尖端断裂参量的裂纹扩展计算方法

本文先采用基于断裂力学参量的计算方法进行蠕变裂纹扩展分析。众所周知, 蠕变裂纹扩展速率可与断裂力学参量 C^* 进行关联^[16-18], C^* 的定义及 C^* 与裂纹扩展速率关联式如下所示

$$C^* = \int_{\Gamma} \left[\dot{W} dy - T_i \left(\frac{\partial \dot{u}_i}{\partial x} \right) ds \right] \quad (1)$$

$$\frac{da}{dt} = C(C^*)^q \quad (2)$$

式中, Γ 为沿裂纹尖端逆时针方向的积分路径, T_i 为在微元 ds 上的应力分量, u_i 为位移率, $\dot{W}$ 为单位体积应变能变化率。 C 和 q 为材料参数, 其值可以通过紧凑拉伸试样的蠕变裂纹扩展试验测得。HYDE 等^[7]和 YAMAMOTO 等^[14]分别在 650 ℃ 下针对的 P91 钢开展蠕变裂纹扩展试验, 所使用 P91 钢的元素含量如表 1 所示, 裂纹扩展速率结果如图 4 所示。通过中值线性拟合裂纹扩展数据得到的蠕变裂纹扩展系数 C 值和蠕变裂纹扩展指数 q 值如表 3 所示。本文将采用上述两组数据来比较裂纹扩展速率参数对预测结果的影响。

图 4 650 °C 下 P91 钢紧凑拉伸试样蠕变裂纹扩展速率

表 3 P91 钢裂纹扩展速率和蠕变速率参数

	蠕变裂纹扩展系数 C^* ($\text{mm}^{q+1} \text{h}^{-q-1} \text{N}^{-q}$)	蠕变裂纹 扩展指数 q	平均蠕变系 数 A_A / ($\text{MPa}^{-n} \text{h}^{-1}$)	平均蠕 变指数 n_A
HYDE 等 ^[7]	2.69×10^{-2}	0.680	1.08×10^{-15}	5.62
YAMAMOTO 等 ^[14]	3.97×10^{-2}	0.655		

2.2.1 本构关系

在弹塑性-蠕变状态, 总应变 $\varepsilon_{\text{total}}$ 可以由弹性应变 ε_e 、塑性应变 ε_p 以及蠕变应变 ε_c 组成, 可表示为

$$\varepsilon_{\text{total}} = \varepsilon_e + \varepsilon_p + \varepsilon_c \quad (3)$$

式中, 弹塑性关系可由 P91 钢在 650 °C 下的高温拉伸的应力-应变曲线决定, 如图 5 所示。弹性模量 E 为 125 GPa, 屈服强度 $\sigma_y = 267.3$ MPa。

BS7910 标准中推荐采用 NORTON 蠕变率描述蠕变行为。蠕变速率与应力的关系可表示为

$$\dot{\varepsilon}_c = A_A \sigma^{n_A} \quad (4)$$

式中, A_A 和 n_A 是平均蠕变速率相关的 NORTON 常数。本文通过拟合苏州热工研究院提供的 P91 钢 650 °C 下的蠕变速率-应力数据, 得到了平均蠕变系数和平均蠕变指数(表 3)。

(a) 工程应力应变曲线

(b) 真实应力应变曲线

图 5 P91 钢 650 °C 高温拉伸曲线

2.2.2 参考应力法计算 C^*

C^* 的值可通过参考应力法或有限元法计算得到。当有限元计算条件欠缺时, 参考应力估算法^[19]可以用于 C^* 的计算。当蠕变速率利用 NORTON 本构关系进行表达时, 参考应力法可以表示为

$$C^* = A_A \sigma_{\text{ref}}^{n_A - 1} K^2 \quad (5)$$

式中, σ_{ref} 为参考应力, K 为应力强度因子。对于平板试样半椭圆形表面裂纹, NEWMAN 和 RAJU^[20]提出了应力强度因子 K 的解。根据英国标准 BS7910, 可分别利用局部极限载荷和全局极限载荷来计算参考应力 σ_{ref} 。

局部极限载荷是指与剩余韧带相邻的裂纹尖端区域屈服时对应的载荷, 基于局部极限载荷推导的参考应力可以表示为

$$\sigma_{\text{ref}} = \frac{\sigma_b + 3\sigma_m \alpha'' + \sqrt{(\sigma_b + 3\sigma_m \alpha'')^2 + 9\sigma_m^2 (1 - \alpha'')^2}}{3(1 - \alpha'')^2} \quad (6)$$

式中, σ_m 表示薄膜应力; σ_b 表示弯曲应力; 当 $W \geq c + t$ 时, $\alpha'' = (a/t)/(1 + t/c)$; 当 $W < c + t$ 时, $\alpha'' = (a/t) \cdot (c/W)$ 。

全局极限载荷是指裂纹所在的整个净截面垮塌时对应的载荷, GOODALL 和 WEBSTER^[21]基于全局极限载荷推导的参考应力全局解, 定义可以表示为

$$\sigma_{\text{ref}} = \frac{(\sigma_b + 3\gamma\sigma_m) + \sqrt{(\sigma_b + 3\gamma\sigma_m)^2 + 9\sigma_m^2 [(1 - \gamma)^2 + 2\gamma(\alpha - \gamma)]}}{3[(1 - \gamma)^2 + 2\gamma(\alpha - \gamma)]} \quad (7)$$

式中, $\alpha = a/t$, $\gamma = ac/Wt$, 公式适用条件为 $a/t \leq 0.5(1 + \gamma + \sigma_m/\sigma_y)$ 。

在简化计算中, 裂纹始终假定为半椭圆形。每一步增量仅计算表面方向及深度方向对应的 C^* 值, 根据式(2)计算扩展长度, 在此基础上更新半椭圆的尺寸, 进而完成蠕变裂纹扩展的计算。

2.2.3 有限元法计算 C^*

若裂纹尖端网格划分合理, 采用有限元软件 ABAQUS^[22] 可准确计算裂纹尖端的 $C(t)$ 值。当进入稳态蠕变时, ABAQUS 输出的 $C(t)$ 值则为 C^* 值^[23]。本文提取了裂纹尖端 6 个积分路径的 $C(t)$ 积分, 其值随时间的变化如图 6 所示。由于 $C(t)$ 值在积分路径 1 不可避免地存在误差, 故当其达到稳定值时, 取第 2 至第 6 条积分路径上的 $C(t)$ 平均值作为 C^* 值。

图6 不同积分路径的 $C(t)$ 值随蠕变时间变化

为了对 C^* 计算值的准确性进行评估, 本文分析了不同裂纹尺寸的半椭圆表面裂纹在单轴拉伸加载条件下裂纹尖端的 C^* 分布, 均一化处理后与 BIGLARI 等^[24]、LEI^[25]、MCCLUNG 等^[26] 和 YAGAWA 等^[27] 的均一化 J_p 解(即 J_n^p)进行了比对(图 7), 其中均一化 C^* (即 C_n^*) 的定义如下

$$C_n^* = \frac{C^*}{A_A (\sigma)^{n_A+1} t} \quad (8)$$

式中, t 为板厚。计算结果表明, 对于不同裂纹形状及不同蠕变指数 n_A , 有限元模型计算得到的 C_n^* 解与文献中 J_p 的值有较好的一致性, 证明了有限元模型计算 C^* 的准确性。

利用 ABAQUS 计算得到每一步长下裂纹尖端各点对应的 C^* 值后, 根据式(2)计算裂纹扩展长度, 得到新的裂纹轮廓, 然后使用 ZENCRACK^[28] 自动划分网格技术, 建立新的有限元模型。重复上述计算流程, 可以实现对蠕变裂纹扩展的逐步分析。

(a) $a/t=0.2, a/c=0.2$

(b) $a/t=0.5, a/c=0.2$

图7 拉伸平板表面裂纹 C_n^* 有限元解与文献中 J_n^p 值对比

2.3 基于多轴蠕变损伤模型的裂纹扩展计算方法

延性耗竭理论假设裂纹尖端局部蠕变应变累积达到蠕变断裂应变时, 损伤达到临界值, 单元失效, 裂纹扩展。若能合理考虑多轴应力的作用, 并将蠕变延性耗竭模型和有限元法相结合, 可应用于蠕变裂纹扩展的预测^[9, 29-30]。

2.3.1 本构关系和损伤演化方程

弹塑性-蠕变的本构关系如式(3)所示, 本节对蠕变应变 ε_c 的描述采用了 WEN 等^[9, 31] 基于微观蠕变孔洞长大机制而提出的多轴蠕变损伤模型, 材料的蠕变本构方程及损伤演化方程可以表示为

$$\dot{\varepsilon}_{ij}^c = \frac{3}{2} A \sigma_e^{n-1} S_{ij} \exp\left(\frac{2(n+1)}{\pi\sqrt{1+3/n}} \omega^{3/2}\right) t^m \quad (9)$$

$$\dot{\omega} = \frac{\dot{\varepsilon}_f^c}{\varepsilon_f^*} \quad (10)$$

$$\frac{\varepsilon_f^*}{\varepsilon_f} = \exp\left[\frac{2}{3}\left(\frac{n-0.5}{n+0.5}\right)\right] \bigg/ \exp\left[2\left(\frac{n-0.5}{n+0.5}\right)\frac{\sigma_m}{\sigma_c}\right] \quad (11)$$

式中, $\dot{\varepsilon}_{ij}^c$ 和 S_{ij} 分别是蠕变应变速率张量和偏应力张量, A 、 n 和 m 为材料参数, σ_e 为 von Mises 等效应力, $\dot{\omega}$ 为蠕变损伤速率, ε_f 和 ε_f^* 分别为单轴蠕变延性和多轴蠕变延性, σ_m 为静水压力。其中, 参数 A 、 n 和 m 以及 ε_f 可由不同应力下的单轴蠕变试验获得。为获取上述材料参数, 本文对苏州热工研究院提供的 P91 钢 650 °C 下的单轴拉伸蠕变试验数据(含三个蠕变阶段)进行了拟合, 所得蠕变损伤方程材料参数如表 4 所示, 模型预测结果如图 8 所示。

图 8 P91 钢 650 °C 下单轴蠕变曲线

表 4 P91 钢 650 °C 下蠕变损伤方程材料参数

蠕变系数 $A/$ ($\text{MPa}^{-n} \cdot \text{h}^{-1}$)	蠕变指数 n	时间硬化参数 m	单轴蠕变 延性 ε_f
8.15×10^{-17}	5.92	-0.05	0.10

2.3.2 裂纹扩展的损伤模拟实现

将上述蠕变损伤本构关系编入 ABAQUS^[22] 用户程序 CREEP, 计算损伤变量 ω 并定义其达到临界损伤量 $\omega_c=0.99$ 时单元失效, 同时通过在另一用户程序 USDFLD 的场变量控制单元的承载能力, 即可实现蠕变损伤累积的计算以及裂纹扩展的全过程仿真。

图 9 显示了典型的蠕变损伤云图, 箭头所指方向的深色区域即代表了损伤 ω 达到 0.99 的蠕变裂纹扩展区。由于载荷和几何形状的对称性, 本文使用了四分之一的三维模型进行了表面裂纹蠕变扩展的有限元分析。有限元模型包括 8 390 个 C3D8R 单元, 平面 $Z=0$ 具有 Z 对称(ZSYMM)边界条件, 平面 $Y=0$ 具有 Y 对称(YSYMM)边界条件; 在裂纹扩展面远处施加一个 X 方向的位移约束, 避免模型发生刚性位移。对裂纹尖端区域进行了网格细化, 最小网格尺寸为 $200 \mu\text{m} \times 200 \mu\text{m} \times 200 \mu\text{m}$ 。

图 9 指甲盖型表面裂纹试样的损伤云图

3 表面裂纹蠕变扩展试验结果

不同名义应力下的表面裂纹蠕变扩展形貌如图 10 所示。可以观察到, 虽然初始蠕变表面裂纹形貌为半椭圆形, 但裂纹前沿各方向的扩展量并不相等。裂纹深度方向($\varphi=90^\circ$)的扩展量总是大于表面方向的扩展量($\varphi=0^\circ, 180^\circ$)。这是因为深度方向的裂纹尖端拘束要强于表面方向的裂纹尖端拘束, 高拘束度使蠕变损伤累积加快^[32-33], 从而导致了裂纹扩展速率的差异。不同 φ 方向的蠕变裂纹长度以及裂纹扩展时间如表 2 所示。另外, 如图 10c~10e 所示, 在长时低应力裂纹扩展试验中, 最大裂纹扩展长度出现在 $\varphi=45^\circ \sim 50^\circ$ (或 $\varphi=135^\circ \sim 130^\circ$) 方向。这主要是因为, 虽然加载载荷为纯拉伸载荷, 但由于在扩展后期裂纹张开和韧带面积减少会产生附加弯矩。该趋势也与 HYDE^[8] 文中长时试验所对应的扩展形貌一致。工程实际中通常观察到的是表面裂纹, 并假设裂纹形状为半椭圆形且扩展后形状保持不变。应当指出, 裂纹深度通常是决定结构寿命的关键因素, 如果通过测量到的表面裂纹长度 $2c$ 直接推测裂纹深度 a , 将有可能导致非保守的寿命预测结果。

(a) 试样 No.1: 90 MPa, 519 h

(b) 试样 No.2: 85 MPa, 466 h

(c) 试样 No.3: 80 MPa, 867 h

(d) 试样 No.4: 75 MPa, 1 324 h

(e) 试样 No.5: 70 MPa, 1 456 h

图 10 650 °C 下 P91 钢拉伸板状试样表面裂纹蠕变扩展形貌

4 表面裂纹蠕变扩展预测结果

4.1 蠕变裂纹扩展形貌预测

本文采用 BS7910 推荐的简化计算方法(方法 A, σ_{ref} 局部解, 采用 HYDE 等^[7]裂纹扩展数据)、基于 C^* 的有限元法(方法 B, 采用 HYDE 等^[7]裂纹扩展数据)以及基于多轴蠕变损伤的 WEN-TU 模型的有

限元法(方法 C)对前述试验中不同应力、不同初始裂纹尺寸(表 2)的指甲盖型表面裂纹蠕变扩展行为进行了分析, 预测了裂纹的扩展轮廓以及扩展时间。这里, BS7910 简化计算方法中采用了参考应力局部解(式(6))来计算 C^* 。另外, BS7910 简化计算方法和基于 C^* 的有限元法均采用了 HYDE 等^[7]的裂纹扩展数据。计算结果与试验结果的对比如图 11 所示。当给定深度方向的裂纹扩展量时, 三种方法得到的表面方向的裂纹扩展量(Δc)与试验结果的误差如表 5 所示。

(a) 试样 No.1

(b) 试样 No.2

(c) 试样 No.3

(d) 试样 No.4

图 11 表面裂纹蠕变扩展预测结果与试验结果的对比

表 5 给定裂纹扩展深度下预测的表面方向裂纹扩展量与试验结果之间的误差

试样编号	BS7910(%)	基于 C^* 的有限元(%)	基于 WEN-TU 模型的有限元(%)
1	288.37	194.47	-32.89
2	387.50	272.65	32.50
3	242.93	194.29	0.51
4	165.61	115.04	-35.71
5	138.57	99.52	-35.87
平均绝对误差	244.60	175.19	27.50

可以观察到，使用 BS7910 推荐简化计算方法预测的裂纹扩展形貌为规则半椭圆形，与裂纹实际形貌存在巨大差异，且在表面方向的裂纹扩展长度上误差最大，五个试样平均绝对误差高达 244.60%。基于 C^* 的有限元法计算的表面方向的裂纹长度误差略有减小(平均绝对误差为 175.19%)，预测的裂纹扩展形貌仍基本为半椭圆形，与试验得到的裂纹轮廓依然不符。其主要原因在于上述两种方法均采用式(2)进行计算，并假定给定裂纹扩展驱动力下裂纹前沿各处扩展速率一致，未能考虑拘束效应对局部裂纹扩展速率的影响。由于式(10)和(11)准确地考虑了应力三轴度对于蠕变延性和蠕变损伤累积的影响，基于多轴蠕变损伤模型的有限元法预测的裂纹扩展形貌与试验得到的裂纹扩展形貌具有很好的一致性(均为扇贝形)，预测的表面方向裂纹扩展量与实际结果的平均绝对误差仅为 27.50%。

4.2 蠕变裂纹扩展时间预测

从图 11 中还可看出，采用方法 C 预测的裂纹扩展时间与实际时间具有很好的一致性。当给定深度方向的裂纹扩展量时，采用方法 C 计算得到的裂纹扩展时间与试验的误差分别是 -31.02%、-10.52%、-13.96%、-10.50% 和 2.20%。前四个试样采用方法 C 得到了略保守的结果，No.5 试样得到了非常接近的预测结果；而采用方法 A 和方法 B 的计算均产生了过于保守的预测结果。

为了进一步评价方法选择和参数选择对裂纹扩展时间预测的影响，本文也在 BS7910 简化计算方法和基于 C^* 的有限元法中采用了 YAMAMOTO 等^[14] 的蠕变裂纹扩展速率参数 C 和 q (表 3)。同时，在 BS7910 简化计算方法中，也考虑了采用参考应力全局解(式(7))来计算 C^* 。图 12 显示了使用以上所有方法计算得到的深度方向裂纹扩展量与时间的关系。可以观察到，裂纹随着时间的推移呈加速扩展态势。在所有试样中，使用多轴蠕变损伤模型计算结果与试验数据吻合度最好。基于裂纹尖端断裂力学参量的计算中，BS7910 局部解方法和全局解方法得到的结果比较接近，而 BS7910 简化计算方法的预测结果比基于 C^* 的有限元法预测的结果更加保守。另外，基于裂纹尖端断裂力学参量的计算方法对蠕变裂纹扩展参数 C 和 q 较为敏感，即使 HYDE 等^[7] 得到的蠕变裂纹扩展曲线与 YAMAMOTO 等^[14] 得到的蠕变裂纹扩展曲线在双对数坐标下相差不大，但是使用不同蠕变裂纹扩展参数得到的预测结果仍有差异。例如，当采用基于 C^* 的有限元法计算时，分别使用 HYDE 等^[7] 和 YAMAMOTO 等^[14] 的参数进行预测，可以发现两者预测的裂纹扩展时间差异大于 50%。

(a) 试样 No.1

(b) 试样 No.2

图12 不同计算方法计算的深度方向($\varphi=90^\circ$)裂纹长度随时间的变化

图13以试样No.5为例,给出了当使用HYDE等^[7]的参数时,采用不同计算方法得到的裂纹深度方向 C^* 值随时间 t 的变化。可以看到,在给定时间下,由BS7910参考应力局部解计算的 C^* 值最大,参考应力全局解计算的 C^* 值次之,而采用有限元直接计算得到的 C^* 值最小。以上,说明采用不同计算

方法得到的 C^* 值不可避免地存在差异,从而导致图12中基于裂纹尖端断裂力学参数的计算方法预测结果的差异。

图13 试样No.5裂纹深度方向 C^* 值随时间的变化

最后,图14给出了采用不同方法的裂纹扩展时间预测结果与试验结果对比。结果表明,与试验相比,采用WEN-TU多轴蠕变损伤模型预测的结果分散在0.5倍误差带以内;基于断裂力学方法预测蠕变裂纹扩展寿命均产生了过于保守的预测结果。当使用基于 C^* 的有限元法时,五个案例的预测结果与试验结果的误差均落在3倍误差带内;而当使用BS7910简化计算方法时,得到的预测结果与试验结果的误差则在3倍误差带以外。误差可能主要由以下两个原因造成:不同批次材料的单轴蠕变参数 A_A 和 n_A 不可避免存在差异,使得蠕变变形的预测结果与实际变形存在差距,并导致 C^* 值的计算精度欠缺;即使 C^* 值计算准确,通过CT试样得到的裂纹扩展速率参数 C 和 q 也存在分散性,从而导致蠕变裂纹扩展预测结果与试验结果的明显差别^[34]。

图14 采用不同方法的裂纹扩展时间预测结果与试验结果对比

5 结论

本文在 650 °C 对典型耐热钢 P91 开展了表面裂纹蠕变扩展试验, 分别采用基于多轴蠕变损伤模型和基于蠕变裂纹尖端断裂参量的数值计算方法预测了裂纹扩展行为, 得到的主要结论如下。

(1) 由于裂纹尖端拘束程度不同, 试样厚度方向的裂纹扩展量大于试样表面方向的扩展量; 由于裂纹张开和剩余韧带面积减小, 长时低应力试验中蠕变表面裂纹的最大的扩展量发生在 $\varphi=45^\circ\sim 50^\circ$ 或 $130^\circ\sim 135^\circ$ 方向。基于半椭圆形假设由表面裂纹长度推测裂纹深度, 有可能导致非保守的结果。

(2) 基于 C^* 的断裂力学有限元法和 BS7910 简化计算方法预测的表面方向的裂纹扩展长度与试验结果存在较大误差, 无法准确描述表面裂纹蠕变扩展后的轮廓; 基于 WEN-TU 多轴蠕变损伤模型的有限元法合理考虑了应力三轴度对局部裂纹扩展速率的影响, 可用于准确预测表面裂纹蠕变扩展形貌。

(3) 基于 WEN-TU 多轴蠕变损伤模型的有限元法能较为合理地预测蠕变裂纹扩展时间, 不同应力下的预测结果均在 0.5 倍误差带以内; 基于 C^* 的有限元法和 BS7910 推荐的简化计算方法均过于保守地预测了裂纹扩展时间。基于蠕变裂纹尖端断裂参量的计算方法对于裂纹扩展速率参数 C 和 q 较为敏感, 使用不同文献中的参数可能导致较大的预测误差, 因此在选用此类方法时需要谨慎。

参 考 文 献

- [1] FUKUDA M. Advanced USC technology development in Japan[M]. Amsterdam: Elsevier, 2017.
- [2] 张涛, 郝丽婷, 田峰, 等. 700 °C 超超临界火电机组用高温材料研究进展[J]. 机械工程材料, 2016, 40(2): 1-6.
ZHANG Tao, HAO Liting, TIAN Feng, et al. Research progress on high temperature materials for 700 °C ultra-supercritical coal-fired unit[J]. Materials for Mechanical Engineering, 2016, 40(2): 1-6.
- [3] LEE N H, KIM S, CHOE B H, et al. Failure analysis of a boiler tube in USC coal power plant[J]. Engineering Failure Analysis, 2009, 16(7): 2031-2035.
- [4] HYDE C J, HYDE T H, SUN W, et al. Damage mechanics based predictions of creep crack growth in 316 stainless steel[J]. Engineering Fracture Mechanics, 2010, 77(12): 2385-2402.
- [5] MEHMANPARAST A, MALEKI S, YATOMI M, et al. Specimen geometry and size effects on the creep crack growth behaviour of P91 weldments[C]//The ASME 2013 Pressure Vessels and Piping Conference, 14 July, 2013. Paris, France.
- [6] KUMAR Y, VENUGOPAL S, SASIKALA G, et al. Study of creep crack growth in a modified 9Cr-1Mo steel weld metal and heat affected zone[J]. Materials Science and Engineering: A, 2016, 655: 300-309.
- [7] HYDE T, SABER M, SUN W. Testing and modelling of creep crack growth in compact tension specimens from a P91 weld at 650 °C[J]. Engineering Fracture Mechanics, 2010, 77(15): 2946-2957.
- [8] HYDE T. Creep crack growth in 316 stainless steel at 600 °C[J]. High Temperature Technology, 1988, 6(2): 51-61.
- [9] WEN J F, TU S T, GAO X L, et al. Simulations of creep crack growth in 316 stainless steel using a novel creep-damage model[J]. Engineering Fracture Mechanics, 2013, 98: 169-184.
- [10] R5. Assessment procedure for the high temperature response of structures[S]. Gloucester: EDF Energy Nuclear Generation Ltd, 2014.
- [11] BS7910. Guidance on method for assessing the acceptability of flaws in metallic structure[S]. London: British Standards Institution, 2019.
- [12] RCC-MRx. Design and construction rules for mechanical components of nuclear installations: High-temperature, research and fusion reactors, appendix A16[S]. Courbevoie: AFCEN, 2018.
- [13] ASME BPVC.II.A. Boiler and pressure vessel code, Section II.A, SA-355/SA-355M[S]. New York: American Society of Mechanical Engineers, 2019.
- [14] YAMAMOTO M, MIURA N, OGATA T. Applicability of C^* parameter in assessing Type IV creep cracking in Mod. 9Cr-1Mo steel welded joint[J]. Engineering Fracture Mechanics, 2010, 77(15): 3022-3034.
- [15] 中华人民共和国国家质量监督检验检疫总局, 中国国家标准化管理委员会. GB/T 2039-2012 金属材料单轴拉伸蠕变试验方法[S]. 北京: 中国标准出版社, 2012. General Administration of Quality Supervision, Inspection and Quarantine of the People's Republic of China, Standardization Administration of the People's Republic of China. GB/T 2039-2012 Metallic materials-Uniaxial creep testing method in tension[S].

- Beijing: Standards Press of China, 2012.
- [16] TAN J P, TU S T, WANG G Z, et al. Effect and mechanism of out-of-plane constraint on creep crack growth behavior of a Cr-Mo-V steel[J]. Engineering Fracture Mechanics, 2013, 99: 324-334.
- [17] ZHAO L, JING H Y, XU L Y, et al. Analysis of creep crack growth behavior of P92 steel welded joint by experiment and numerical simulation[J]. Materials Science and Engineering: A, 2012, 558: 119-128.
- [18] TABUCHI M, YOKOBORI A T, SUGIURA R, et al. Results of a Japanese round robin program for creep crack growth using Gr.92 steel welds[J]. Engineering Fracture Mechanics, 2010, 77(15): 3066-3076.
- [19] AINSWORTH R, HOOTON D, GREEN D. Failure assessment diagrams for high temperature defect assessment[J]. Engineering Fracture Mechanics, 1999, 62(1): 95-109.
- [20] NEWMAN J J, RAJU I. An empirical stress-intensity factor equation for the surface crack[J]. Engineering Fracture Mechanics, 1981, 15(1-2): 185-192.
- [21] GOODALL I, WEBSTER G. Theoretical determination of reference stress for partially penetrating flaws in plates[J]. International Journal of Pressure Vessels and Piping, 2001, 78(10): 687-695.
- [22] ABAQUS. Version 6.14-1[Z]. Vélizy-Villacoublay : Dassault Systèmes, 2014.
- [23] WANG G Z, LI B K, XUAN F Z, et al. Numerical investigation on the creep crack-tip constraint induced by loading configuration of specimens[J]. Engineering Fracture Mechanics, 2012, 79: 353-362.
- [24] BIGLARI F, NIKBIN K, GOODALL I, et al. Determination of fracture mechanics parameters J and C^* by finite element and reference stress methods for a semi-elliptical flaw in a plate[J]. International Journal of Pressure Vessels and Piping, 2003, 80(7-8): 565-571.
- [25] LEI Y. J -integral and limit load analysis of semi-elliptical surface cracks in plates under tension[J]. International Journal of Pressure Vessels and Piping, 2004, 81(1): 21-30.
- [26] McCLUNG R C, CHELL G, LEE Y D, et al. Development of a practical methodology for elastic-plastic and fully plastic fatigue crack growth[R]. NASA Report NASA/CR-1999-209428, 1999.
- [27] YAGAWA G, KITAJIMA Y, UEDA H. Three-dimensional fully plastic solutions for semi-elliptical surface cracks[J]. International Journal of Pressure Vessels and Piping, 1993, 53(3): 457-510.
- [28] ZENCRACK. Version 7.8[Z]. London : Zentch International Limited, 2013.
- [29] XU L Y, RONG J Y, ZHAO L, et al. Creep-fatigue crack growth behavior of G115 steel at 650 °C[J]. Materials Science and Engineering: A, 2018, 726: 179-186.
- [30] XU L Y, ZHAO L, HAN Y D, et al. Characterizing crack growth behavior and damage evolution in P92 steel under creep-fatigue conditions[J]. International Journal of Mechanical Sciences, 2017, 134: 63-74.
- [31] WEN J F, TU S T. A multiaxial creep-damage model for creep crack growth considering cavity growth and microcrack interaction[J]. Engineering Fracture Mechanics, 2014, 123: 197-210.
- [32] YATOMI M, O'DOWD N, NIKBIN K, et al. Theoretical and numerical modelling of creep crack growth in a carbon-manganese steel[J]. Engineering Fracture Mechanics, 2006, 73(9): 1158-1175.
- [33] NIKBIN K, SMITH D, WEBSTER G. Prediction of creep crack growth from uniaxial creep data[J]. Proceedings of the Royal Society of London A Mathematical and Physical Sciences, 1984, 396(1810): 183-197.
- [34] YATOMI M, NIKBIN K. Sensitivity analysis of creep crack growth prediction using the statistical distribution of uniaxial data[J]. Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures, 2010, 33(9): 549-561.
- 作者简介: 胡华彦, 男, 1995 年出生。主要研究方向为蠕变裂纹扩展试验与仿真。
E-mail: huayanhua_ecust@163.com
温建峰(通信作者), 男, 1985 年出生, 博士, 教授。主要研究方向为高温结构的损伤与断裂。
E-mail: jfwen@ecust.edu.cn
吴蔚峰, 男, 1985 年出生, 硕士, 工程师。主要研究方向为特种设备安全节能环保。
E-mail: wuweifeng0813@163.com
谈建平, 男, 1986 年出生, 博士, 讲师。主要研究方向为材料性能测试技术。
E-mail: jptan@ecust.edu.cn
涂善东, 男, 1961 年出生, 博士, 教授。主要研究方向为高温结构完整性与安全技术。
E-mail: sttu@ecust.edu.cn