Mechanical Engineering and Design
June 2014, Volume 3, Issue 2, PP.13-18

The Effect of Creep on Stress and Strain Fields nearby Crack Tip

Fuqiang Yang [1], He Xue [2,#]

1. School of Science, Xi'an University of Science & Technology, Xi'an 710054, China

2. School of Mechanical Engineering, Xi'an University of Science & Technology, Xi'an 710054, China

#Email: xue_he@hotmail.com

Abstract

Stress and strain nearby crack tip are key factors in quantitatively predicting the growth rate of stress corrosion cracking (SCC). Metals will creep in high temperature water environments, which will lead to the variation of stress and strain distribution nearby crack tip and affect the SCC growth rate. The effects of creep on the stress and strain fields nearby crack tip are studied with one inch compact tension (1T-CT) specimen by finite element method in this paper. The results indicate that the stress nearby crack tip reduces dramatically because of the action of creep, but the variation of strain and plastic zone nearby the crack tip are insignificant.

Keywords: Creep; Crack Tip; Stress; Strain; Finite Element Method

蠕变对裂尖应力应变场的影响*

杨富强 [1]，薛河 [2]

1.西安科技大学 理学院，陕西 西安 710054

2. 西安科技大学 机械工程学院，陕西 西安 710054

摘 要：裂尖应力和应变是应力腐蚀开裂速率定量预测模型中的关键参量。金属在高温水环境中会发生蠕变，并造成裂尖力学场的变化，对应力腐蚀开裂速率产生影响。本文以标准紧凑拉伸试样为研究对象，采用 ABAQUS 有限元软件，分析了蠕变对裂尖应力和应变的影响。结果表明，蠕变会大幅减小裂尖区域的应力，但对应变的影响不明显，对塑性区的大小也无显著影响。

关键词：蠕变；裂尖；应力；应变；有限元

引言

为了提高核电的安全性，在核电关键设备和零部件中，采用了大量的镍基合金钢和奥氏体不锈钢，但这些材料的应力腐蚀开裂(Stress corrosion cracking, SCC)仍然威胁着核电站的安全[1,2]。近 40 年来，人们致力于高温水环境中 SCC 机理及 SCC 裂纹扩展速率定量预测模型的研究，并取得了丰硕的成果[3,4]，但提高预测的精度仍然是研究的焦点[5]。

裂尖的应力、应变是重要的断裂参量[6]，也是 SCC 裂纹扩展速率定量预测模型中的关键参量[7]，对 SCC 裂纹扩展速率具有显著的影响[8,9]。由于 SCC 是一个长期的过程，在高温高压环境中，金属会发生蠕变，并造成裂尖应力和应变场的变化，进而影响 SCC 裂纹扩展速率。本文采用有限元数值模拟的方法，研究了蠕变对裂尖应力和应变场的影响。

1 数值计算模型

*基金资助：受国家自然科学基金项目（11072191）和陕西省教育厅自然科学专项（12JK0657）资助。

1.1 几何模型与材料模型

在有限元数值模拟实验中，以标准紧凑拉伸试样(1T-CT)为研究对象，试样几何尺寸和实验过程符合ASTM399 标准[10]，试样几何尺寸如图 1 所示。在本研究以奥氏体不锈钢 316L 为研究对象，采用 Ramber-Osgood 关系修正后的全范围应力应变曲线定义材料的力学性能，全范围应力应变曲线定义为[11]：

$$\varepsilon=\begin{cases}\dfrac{\sigma}{E_0}+0.002\left[\dfrac{\sigma}{\sigma_{0.2}}\right]^{n_1} & \sigma\le\sigma_{0.2}\\ \dfrac{\sigma-\sigma_{0.2}}{E_{0.2}}+\varepsilon_u\left[\dfrac{\sigma-\sigma_{0.2}}{\sigma_u-\sigma_{0.2}}\right]^{n_2}+\varepsilon_{0.2} & \sigma>\sigma_{0.2}\end{cases} \tag{1}$$

式中ε为应变；σ为应力；E_0 为初始杨氏模量；$\sigma_{0.2}$ 为塑性应变为 0.2%时的等效屈服应力；$\varepsilon_{0.2}$ 为$\sigma_{0.2}$ 时的总应变，并且等于$\sigma_{0.2}/E_0$+0.002；$E_{0.2}$ 为应力应变曲线在$\sigma_{0.2}$ 处的切线模量；σ_u 为极限总应变ε_u 处的拉伸极限。式(1)中ε_u、n_1、n_2和 $E_{0.2}$采用公式(2)-(5)，并通过已知参数$\sigma_{0.2}$、σ_u及 E_0计算得出：

$$\varepsilon_u=1-\frac{\sigma_{0.2}}{\sigma_u} \tag{2}$$

$$n_2=1+3.5\frac{\sigma_{0.2}}{\sigma_u} \tag{3}$$

$$\frac{\sigma_{0.2}}{\sigma_u}=\frac{0.2+185\sigma_{0.2}/E_0}{1-0.0375\left(n_1-5\right)} \tag{4}$$

$$E_{0.2}=\frac{E_0}{1+0.002nE_0/\sigma_{0.2}} \tag{5}$$

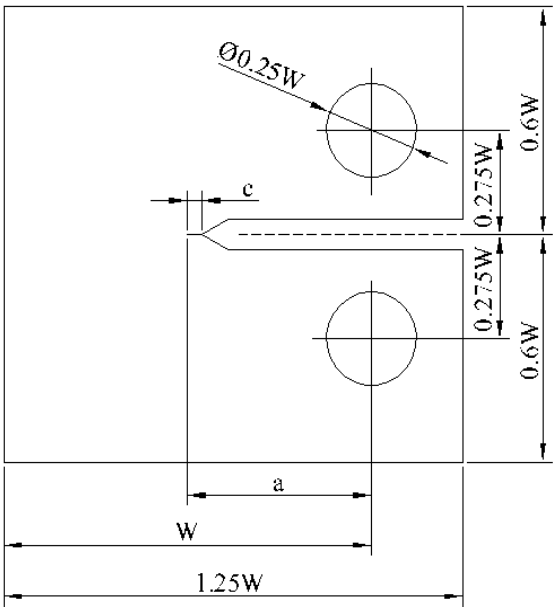


图 1 1T-CT 试样几何尺寸(W=50mm, a=0.5W, c=1.5mm)

由于裂纹尖端为高应力区，蠕变速率通常随应力呈指数变化，因此在进行裂纹尖端蠕变分析时，采用与应力成指数关系变化的双曲正弦蠕变模型[12]：

$$\dot{\varepsilon}^{cr}=A\left[\sinh\left(\alpha\sigma\right)\right]^n\exp\left(-\frac{Q}{RT}\right) \tag{6}$$

式中 $\dot{\varepsilon}^{cr}$ 为蠕变速率，σ为流变应力，Q 为材料激活能，R 为气体常数，8.314J/(mol K)，T 为绝对温度，A，α，n 为材料参数。

有限元数值模拟实验中采用的材料力学属性和蠕变参数如表 1 所示。

表 1 材料力学性能和双曲正弦蠕变参数*

材料类型	σ_u /MPa	$\sigma_{0.2}$ /MPa	E_0 /GPa	υ	Q /J mol^{-1}K^{-1}	A /h^{-1}	α /10^{-3} MPa	n
316L	543	221	193	0.253	412624	5.192×1019	4.59	8.547

*蠕变参数采用316L不锈钢蠕变实验数据[14]，并根据双曲正弦蠕变模型参数的计算方法计算得出[15]。σ_u：拉伸极限；$\sigma_{0.2}$：屈服应力；E_0：杨氏模量；υ：泊松比；Q：材料激活能；A，α，n为材料蠕变常数。

1.2 载荷条件

在应力腐蚀开裂的研究中，通常以裂尖应力强度因子来表征裂尖承受载荷的大小。具有单边裂纹的受拉薄板，其裂尖应力强度因子为[10]：

$$K = A\sigma\sqrt{\pi a} \tag{7}$$

式中 K 为裂尖应力强度因子，A 为形状系数，σ为拉伸应力，a 为裂纹长度。

对于薄壁圆筒，其周向应力和径向应力可以分别采用式(7)和式(8)计算得到：

$$\sigma_\theta = -\frac{PD}{2t} \tag{8}$$

$$\sigma_m = -\frac{PD}{4t} \tag{9}$$

其中为σ_θ 周向应力；σ_m为径向应力；P 为内部压力；D 为圆筒直径；t 为壁厚。

反应堆压力容器一般运行在 15MPa 的压力下，典型反应堆压力容器的直径为 4400mm，厚度为 225mm。根据式(8)和式(9)可以计算得到反应堆压力容器承受的周向和径向应力分别为 147MPa 和 73.5MPa，这代表了在工作压力下的最大与最小应力。根据 ASME 标准，对 1TCT 试样进行断裂韧性测试时最短的裂纹长度为 1.5mm[10]，此时根据式(7)计算得到裂尖应力分别为 73.5MPa 和 147MPa 时的裂尖应力强度因子为 5MPa $m^{1/2}$和 10MPa $m^{1/2}$，假设初始应力强度因子为 K_0为该范围内的 7MPa $m^{1/2}$。为了分析 ECP 变化与应力强度因子的关系，在分析过程中分别将裂尖应力强度因子设置为初值的 0.8、0.9、1.1 和 1.2 倍。

1.3 有限元模型及计算过程

有限元数值模拟采用 ABAQUS 软件。由于裂尖并非是完全尖锐的，因此在有限元模型中可以将裂尖设置为半径不大于塑性区半径 10^{-3} 倍的钝裂纹，以消除裂尖数值计算的奇异性[12]，本文将裂纹尖端设置为半径 0.5μm 钝裂纹。在裂尖附近建立子模型以提高计算的精度，有限元网格划分如图 2 所示，全局模型网格数为 20880，子模型网格数为 29943，均采用 8 节点 2 次平面应变单元(CPE8)。

数值模拟过程共分为两个阶段，第一阶段通过静态分析，获取稳态裂尖附近区域应力和应变场；通过第二阶段的持续加载，得到蠕变对裂尖附近区域应力和应变场的影响，模拟蠕变加载时间为 1000 小时。

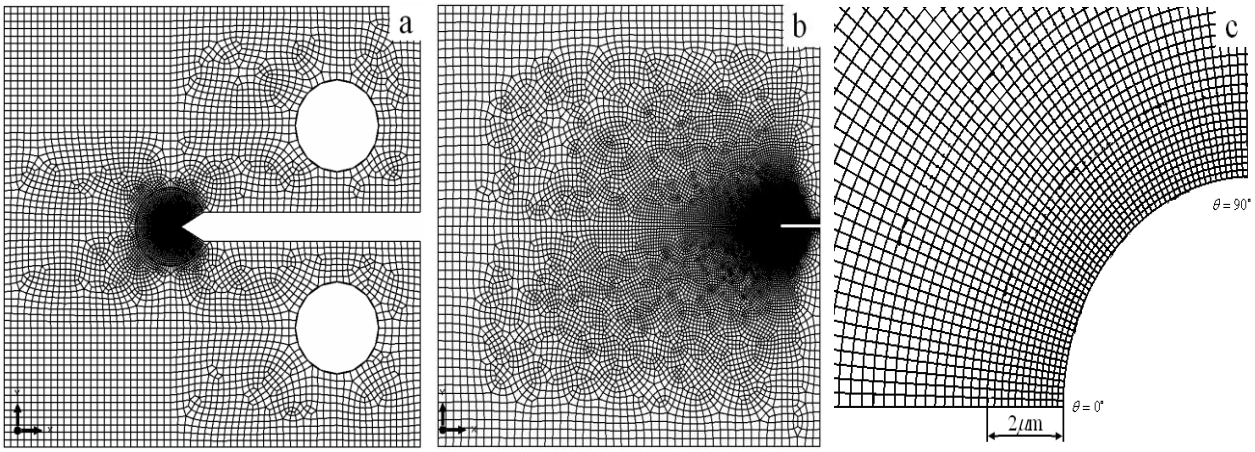


图 2 1T-CT 试样有限元网格划分 (a)全局模型，(b)子模型，(c)子模型裂尖局部（一半）

2 结果与讨论

2.1 裂尖区域的应力

蠕变前不同方向上距离裂尖 r 处的应力变化曲线如图 3 所示。从图中可以看出，在裂尖 r = 0 处应力最大，并随着与裂尖距离 r 的增大而减小；在距离裂尖 r 相同的地方，应力在θ=0 ℃时具有最大值，并随着θ的增大而减小，但当 r 增大到约 0.5μm 后，应力的最大值出现在θ=90 ℃的方向，并随着θ 的减小而减小。这说明在裂尖区域，应力在裂尖正前方θ=0 ℃处具有最大的变化梯度，随着θ的增大，应力变化梯度逐渐减小。

从图 3 中可以看出，蠕变后不同方向上距离裂尖 r 处的应力变化趋势与蠕变前相同。但裂尖区域的应力值与蠕变前相比大幅降低。为了比较蠕变造成的应力减小，定义 n_σ为蠕变造成的应力松弛倍数：

$$n_\sigma = \sigma^0 / \sigma^{cr} \tag{7}$$

式中，σ^0为蠕变前的应力，σ^{cr}为蠕变后的应力。

蠕变造成的裂尖各处应力松弛倍数如图 4 所示。从图中可以看出，在不同的方向，蠕变对应力的影响随着与裂尖距离 r 的增大而减小，但当与裂尖的距离超过 0.5μm 后，蠕变造成的各方向的应力松弛倍数基本保持不变。从图中还可以发现，当 r 小于 0.5μm 时，蠕变造成的应力松弛倍数 n_σ 在θ小于 45 ℃时基本相同，而在θ大于 45 ℃以后有明显的变化，并在 0 ℃-90 ℃范围内保持 n_σ 随θ 增大而减小的趋势；当 r 大于 0.5μm 后，应力松弛倍数 n_σ 在θ=45 ℃时最大，在θ=90 ℃时次之，而在θ=0 ℃时最小，这说明在距离裂尖超过 0.5μm 后，应力松弛倍数 n_σ在 0 ℃-45 ℃比 45 ℃-90 ℃范围具有较小的应力变化梯度。

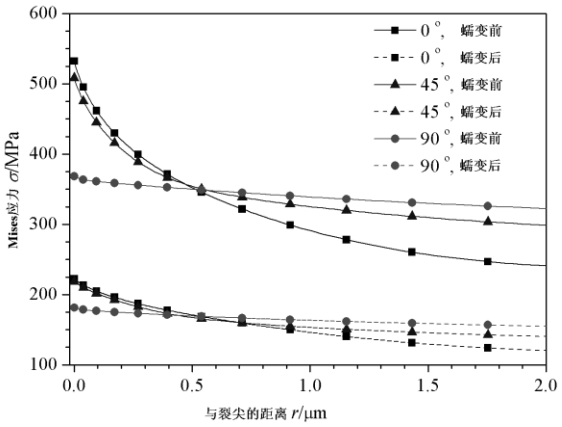


图 3 蠕变前后裂尖区域的应力

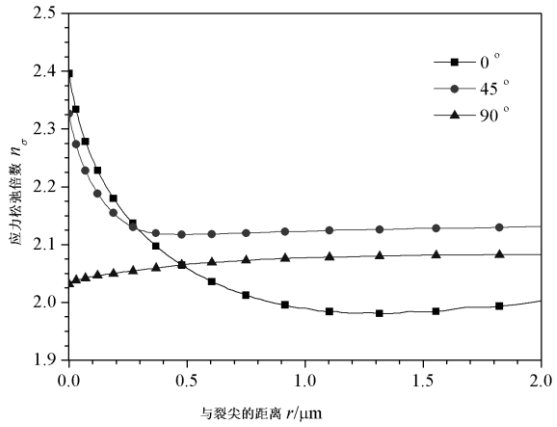


图 4 蠕变引起的裂尖区域应力松弛倍数对比

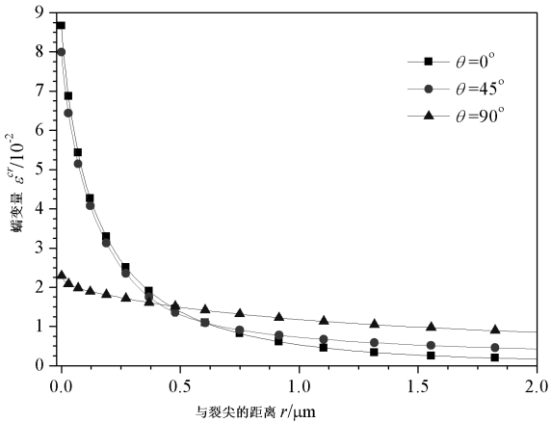


图 5 裂尖区域不同位置的蠕变

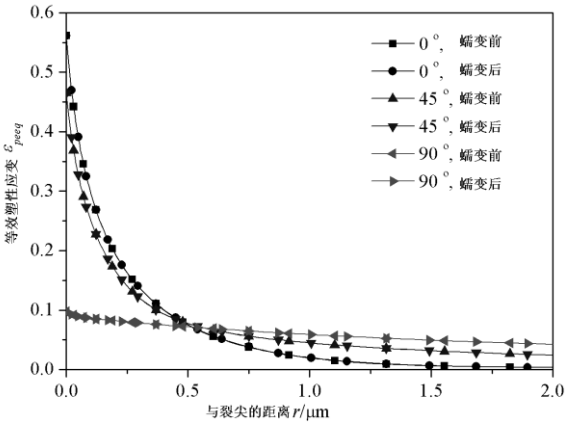


图 6 蠕变前后裂尖区域的等效塑性应变

2.2 裂尖区域的应变

图 5 为经过 1000 小时蠕变后，裂尖不同位置的蠕变量。从图中可以看出，裂尖各方向蠕变量随着与裂

尖距离的增加迅速减小，并在 r 大于 0.5μm 后，蠕变率沿裂尖各方向随 r 增大基本不变。在 r 小于 0.5μm 时，与裂尖相同距离 r 处蠕变量在 0°-45°内基本相同，并在 45°-90°范围内有较大的减小梯度；当 r 大于 0.5μm 后，最大的蠕变量出现在θ=90°的方向，而最小的蠕变量出现在θ=0°的方向。

蠕变前后裂尖区域的等效塑性应变分布如图 6 所示，由于蠕变前后裂尖区域不同位置的等效塑性应变曲线完全重合，由此可以说明蠕变对等效塑性应变的大小没有影响。从图 7 蠕变前后 Y 方向的总应变可以看出，当 r 小于 0.5μm 时，蠕变后 0°和 90°方向各处的总应变都有所增大，但当 r 大于 0.5μm 后，蠕变对总应变的大小基本没有影响。此外，在θ=45°方向各处，蠕变对总应变的大小没有影响。

2.3 裂尖塑性区

以等效塑性应变达到 0.2%为屈服应变，得到蠕变前裂尖的塑性区如图 8 所示，塑性区的半径为 3.75μm。由于蠕变对裂尖区域的等效塑性塑性应变没有影响，因此，蠕变后裂尖塑性区的大小没有变化，塑性区半径为 3.75μm。

3 结论

当裂尖应力强度因子为 7MPam$^{1/2}$ 时，Mises 应力、等效塑性应变以及蠕变量随距离裂尖距离增大迅速减小，并在与裂尖距离达到 0.5μm 后基本保持恒定。保持裂尖应力强度因子为 7MPam$^{1/2}$ 不变，经过 1000 小时的蠕变后，裂尖区域的 Mises 应力大幅降低为蠕变前的 0.25-0.5 倍；但蠕变对裂尖区域总应变没有明显的影响，也没有影响到裂尖区域的等效塑性应变分布及塑性区的大小。

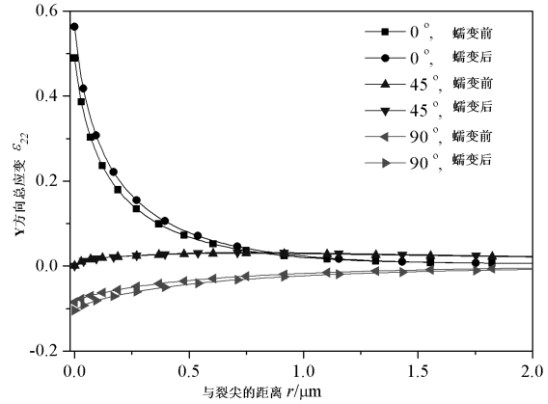


图 7 蠕变前后 Y 方向总应变分布

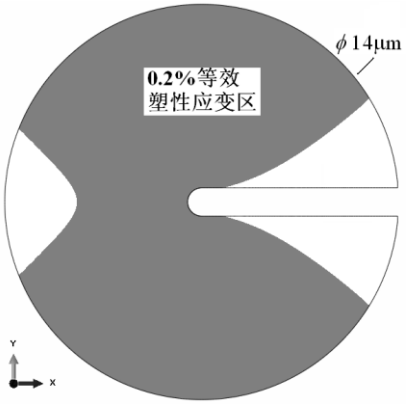


图 8 蠕变前后裂尖塑性区

REFERENCES

[1] USNRC. Crack in Weld Area of Reactor Coolant System Hot Leg Piping at V.C. Summer[R]. Washington, D.C.: USNRC, Office of Nuclear Reactor Regulation, 2000.

[2] USNRC. Davis-Besse Reactor Pressure Vessel Head Degradation [R]. NUREG/BR-0353, Rev.1. Washington, D.C.: USNRC, August 2008.

[3] O.K. Chopra, H.M. Chung, T.F. Kassner, et al. Current Research on Environmentally Assisted Cracking in Light Water Reactor Environments [J]. Nuclear Engineering and Design, 1999, 194(2-3): 205-223.

[4] J. Heldt, H.P. Seifert. Stress Corrosion Cracking of Low-alloy, Reactor-pressure Vessel Steels in Oxygenated, High-temperature Water [J]. Nuclear Engineering and Design, 2001, 206 (1): 57-89.

[5] Y. Sato, H. Xue, Y. Takeda, et al. Development of a Stress Corrosion Cracking Test Methodology Using Tube-shaped Specimens[J]. ASTM International-Journal of Testing and Evaluation. 2007, 35(3):254-258.

[6] X.Y. Gong, K. Jiao, L.Y. Zhao, et al. Effect of Welded Mechanical Heterogeneity on Fracture Parameters of Pipe Line Cracks [J]. Journal of Xi'an University of Science and Technology, 2013, 33(2): 211-215.

[7] F.P. Ford. Mechanisms of Environmentally-assisted Cracking [J]. International Journal of Pressure Vessels and Piping, 1989, 40(55):343-362.

[8] H. Xue, T. Shoji. Quantitative Prediction of EAC Crack Growth Rate of Sensitized Type 304 Stainless Steel in Boiling Water Reactor Environments Based on EPFEM [J]. Journal of Pressure Vessel Technology, Transactions of the ASME, 2007, 129(3):460-467.

[9] H. Xue, K. Ogawa, T. Shoji. Effect of Welded Mechanical Heterogeneity of Local Stress and Strain ahead of Stationary and Growing Crack Tips [J]. Nuclear Engineering and Design, 2009, 239(4):628-640.

[10] ASTM Standard E399-90. Standard Test Method for Plane Strain Fracture Toughness of Metallic Materials [S]. In: Annual Book of ASTM Standards. USA: ASTM International, 2002.

[11] Kim JR Rasmussen. Full-range Stress-strain Curves for Stainless Steel Alloys [R]. Research Report R811. Australia: Department of Civil Engineering, the University of Sydney, Sydney, November 2001.

[12] Dassault Systèmes Simulia Corp. Abaqus analysis user's manual 6.12[EB/CD], 2012.

[13] X.R. Fang. Study on the Effects of Small Crack Tip Mechanics Field for the Stress Cession Cracking of Key Structural Materials in Nuclear Power Plants [D]. Xi'an: Xi'an University of Science and Technology, 2013.

[14] M. Rieth, A. Falkenstein, P. Graf, et al. Creep of the Austenitic Steel AISI 316L (N): Experiment and Models [R]. Report FZKA-7065. Germany: Forschungszentrum Karlsruhe, November 2004.

[15] F.Q. Yang, H. Xue, L.Y. Zhao, et al. Calculations and modeling of material constants in hyperbolic-sine creep model for 316 stainless steels [J]. Applied Mechanics and Materials, 2013, 457-458:185.

【作者简介】



[1] **杨富强**（1982- ），男，汉族，博士研究生，工程师，主要从事机械可靠性研究。Email: yang_afreet@163.com

[2] **薛河**（1961- ），男，汉族，博士，教授（博士生导师），主要从事圆环链动力冲击性能及核电关键材料环境致裂研究。Email: Xue_He@hotmail.com