

理论与实验研究

镍基合金 600 裂尖蠕变率对应力腐蚀裂纹扩展速率的影响

杨宏亮¹, 薛 河², 王 正², 张雨彪²

(1. 西安科技大学 工程训练中心, 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: 为了简化镍基合金 600 的应力腐蚀裂纹扩展速率定量计算模型, 在分析 Ford-Andresen 模型的基础上, 以应力腐蚀裂纹尖端的蠕变率作为裂纹扩展的主要驱动力, 提出以材料裂尖蠕变率代替 Ford-Andresen 模型中的裂尖应变率, 获得以裂尖蠕变率为力学参量的应力腐蚀裂纹扩展速率定量预测模型。以镍基合金 600 的蠕变特性及其力学参量为基础, 通过有限元模拟获得裂尖应力与裂尖应力强度因子的关系, 进一步简化并建立了以裂尖应力强度因子为表征的蠕变率定量计算模型。结果表明: 镍基合金 600 的蠕变应力指数和蠕变系数越大, 裂尖蠕变率越大, 增大了裂纹扩展驱动力, 加速了裂纹扩展, 且材料的硬化指数对裂尖蠕变率和裂纹扩展速率的影响较大, 但裂纹扩展速率随着裂尖电流衰减指数的增大而减小; 以应力强度因子为力学参量的裂纹扩展速率计算模型不仅简化了裂尖应变率的计算, 而且也在一定程度上解决了裂尖应变率难以准确获得的问题。

关键词: 镍基合金 600; 应力腐蚀开裂; 裂纹扩展速率; 应变率; 应力强度因子; 蠕变率

DOI: 10.13330/j.issn.1000-3940.2025.01.029

中图分类号: TG404

文献标志码: A

文章编号: 1000-3940 (2025) 01-0231-08

Effect of creep rate at crack tip on stress corrosion crack propagation rate for nickel-based alloy 600

Yang Hongliang¹, Xue He², Wang Zheng², Zhang Yubiao²

(1. Engineering Training Center, Xi'an University of Science and Technology, Xi'an 710054, China;

2. College of Mechanical Engineering, Xi'an University of Science and Technology, Xi'an 710054, China)

Abstract: In order to simplify the quantitative calculation model of stress corrosion crack (SCC) propagation rate for nickel-based alloy 600, based on the analysis of Ford-Andresen model, creep rate at tip of SCC was taken as main driving force for crack propagation. Then, the material crack tip creep rate was proposed to replace the crack tip strain rate in the Ford-Andresen model, and a quantitative prediction model for SCC propagation rate with the crack tip creep rate as the mechanical parameter was obtained. Furthermore, based on creep characteristics and mechanical parameters of nickel-based alloy 600, the relationship between crack tip stress and crack tip stress intensity factor was obtained by finite element simulation, and a quantitative calculation model for creep rate characterized by crack tip stress intensity factor was further simplified and established. The results show that the larger the creep stress index and creep coefficient of nickel-based alloy 600, the higher the crack tip creep rate, which increases the driving force of crack propagation and accelerates the crack propagation. The hardening index of the material has a significant impact on crack tip creep rate and crack propagation rate, but crack propagation rate decreases with the increasing of crack tip current decay index. The crack propagation rate calculation model based on stress intensity factor as a mechanical parameter not only simplifies the calculation of crack tip strain rate, but also solves the problem of difficult to accurately obtain crack tip strain rate to a certain extent.

Key words: nickel-based alloy 600; stress corrosion cracking; crack propagation rate; strain rate; stress intensity factor; creep rate

核电压力容器等重要机械设备常用材料镍基合金和不锈钢在服役过程中经常会发生应力腐蚀开裂 (Stress Corrosion Cracking, SCC) 现象^[1]。SCC 是

敏感性材料在腐蚀环境和应力共同作用下发生的长期且缓慢的钝化膜破裂和再生过程, 在此过程中, 载荷及裂尖应力长期相对恒定。承压管道特别是核电结构材料长期在 288~320 ℃ 和 16 MPa 的环境中工作, 并且, 核电压力容器的工作温度不断提高, 如随着核电发电效率的提高及降低污染等要求, 在临界水环境中的核电压力容器工作温度达 500 ℃ 甚至 700 ℃ 以上, 加大了蠕变损伤和断裂的风险^[2]。

收稿日期: 2024-05-29; 修订日期: 2024-09-01

基金项目: 陕西省自然科学基金基础研究计划项目 (2023-JC-YB-451); 国家自然科学基金资助项目 (52075434)

作者简介: 杨宏亮 (1981-), 男, 博士, 工程师

E-mail: hl_yang@163.com

Hua F H 等^[3]的研究结果表明, SCC 晶间断裂表面的微空穴具有蠕变的形貌特征, 蠕变率与 SCC 裂纹扩展速率是可比的。华东理工大学的涂善东、轩福贞团队^[4]近几年在压力容器的蠕变损伤与裂纹扩展速率预测方面也做了大量研究, 提出了基于幂律蠕变控制孔洞长大理论, 并将此理论应用到多轴蠕变模型中, 同时也提出多尺度下的蠕变-疲劳寿命预测模型, 将压力容器的损伤理论和材料的蠕变及疲劳结合起来, 对压力容器的安全性评价具有重要的实际意义^[5-6]。核压力容器材料在 600 ℃ 下可以发生压缩蠕变, 蠕变变形机制为位错攀移, 压缩蠕变的过程中未出现蠕变加速阶段^[7]。从以上模型可以看出, SCC 裂纹扩展速率和裂尖蠕变率具有密切的关系。

公认的 Ford-Andresen 理论模型^[8]以裂尖应变率为力学参量获得应力腐蚀裂纹扩展速率, 但准确获得裂尖应变率比较困难, 在实际应用中也存在一定的限制, Shoji T 等^[9]通过实验建立了 SCC 裂纹扩展速率的力学计算模型, 但裂尖特定距离的获取也比较困难。因此, 提出以镍基合金 600 的力学性能为基础, 获得镍基合金 600 的蠕变率定量计算, 以蠕变率代替 SCC 裂纹扩展速率预测模型中的裂尖应变率, 获得以裂尖蠕变率为力学参量的裂纹扩展速率定量预测模型, 试图简化以裂尖应变率为力学参量的裂纹扩展速率预测模型, 对裂纹扩展速率的工程计算有一定的实际应用价值。

1 裂尖蠕变率裂纹扩展速率预测模型的建立

1.1 材料力学参量

以镍基合金 600 为研究对象, 镍基合金 600 的力学计算模型采用 Ramberg-Osgood 模型^[10], 其关系如式 (1) 所示。

$$\frac{\varepsilon}{\varepsilon_y} = \frac{\sigma}{R_{el}} + \alpha \left(\frac{\sigma}{R_{el}} \right)^n \quad (1)$$

式中: ε 为真实应变; ε_y 为屈服应变; σ 为真实应力; R_{el} 为屈服强度; α 为偏移系数; n 为硬化指数。

根据实验可获得镍基合金 600 的力学性能参数如表 1 所示。

1.2 裂尖应力与应力强度因子关系的建立

根据 GB/T 4161—2007^[13]采用断裂力学中常用的标准紧凑拉伸试样 1T-CT 试样, 试样的几何尺寸如图 1 所示, 其中 W 为试样特定尺寸, a 为线切割加工出来的试样裂纹长度。由于镍基合金 600 材料

表 1 镍基合金 600 的力学性能参数

Table 1 Mechanical property parameters of nickel-based alloy 600

参数	数值
杨氏模量 E/GPa	204
屈服强度 R_{el}/MPa	239
偏移系数 $\alpha^{[11]}$	1
泊松比 $\mu^{[12]}$	0.286
硬化指数 n	4.74

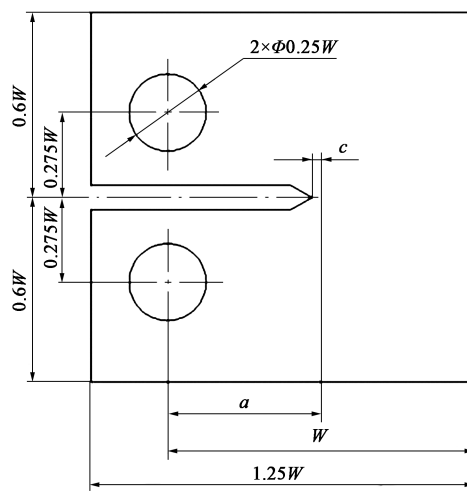


图 1 试样几何参数与尺寸

Fig. 1 Sample geometric parameters and dimensions

为弹塑性材料, 当裂尖受到拉应力时, 裂尖局部区域会发生塑性变形, 因此, 应力腐蚀裂纹尖端并非是完全尖锐的。在有限元模型中选取镍基合金 600 应力腐蚀预制裂纹长度 $c = 2 \text{ mm}$, 预制裂纹尖端的半径设置为 $2 \mu\text{m}^{[10,14]}$ 的钝裂纹, 并在裂尖建立半径为 $20 \mu\text{m}$ 的子模型, 在子模型中对裂尖进一步细化。有限元模型采用八节点四次平面应变减缩积分单元 (CPE8R), 模型的网格数为 26216 个。

为了建立裂尖应力和应力强度因子之间的关系, 在 ABAQUS 软件中建立有限元分析模型, 计算得到裂尖处不同应力强度因子控制下的应力值, 最后拟合得到裂尖处的真实应力 σ 与应力强度因子 K 之间的函数关系。在核电一水回路环境下、镍基合金 SCC 裂纹扩展速率实验中, 裂尖应力强度因子的选取根据常用实验数据选在 $10 \sim 50 \text{ MPa} \cdot \text{m}^{1/2}$ 范围内^[15], CT 试样裂尖应力强度因子 K 、施加载荷及裂纹长度之间的关系如式 (2) 所示^[13]。

$$K = \frac{P}{B\sqrt{W}} f\left(\frac{a}{W}\right)$$

$$f\left(\frac{a}{W}\right) = \frac{(2 + \frac{a}{W}) [0.886 + 4.64(a/W) - 13.32(a/W)^2 + 14.72(a/W)^3 - 5.6(a/W)^4]}{(1 - a/W)^{3/2}} \quad (2)$$

式中: P 为载荷; B 为试样厚度。

拉伸试样的 $f(a/W)$ 数值可由 GB/T 4161—2007^[13] 得到, 当 $a/W = 0.5$ 时, $f(a/W) = 9.66$, 式 (2) 可表示为:

$$K = 9.66 \frac{P}{B\sqrt{W}} \quad (3)$$

应力强度因子不同, 裂尖的应力也不同, 通过模拟可以获得应力强度因子和裂尖应力之间的关系, 建立应力强度因子和应力之间的关系。不同应力强度因子下裂尖应力场云图如图 2 所示, 由图 2 可以看出, 应力强度因子越大, 裂尖应力也越大, 越靠近裂尖, 应力越大, 应力也越集中。

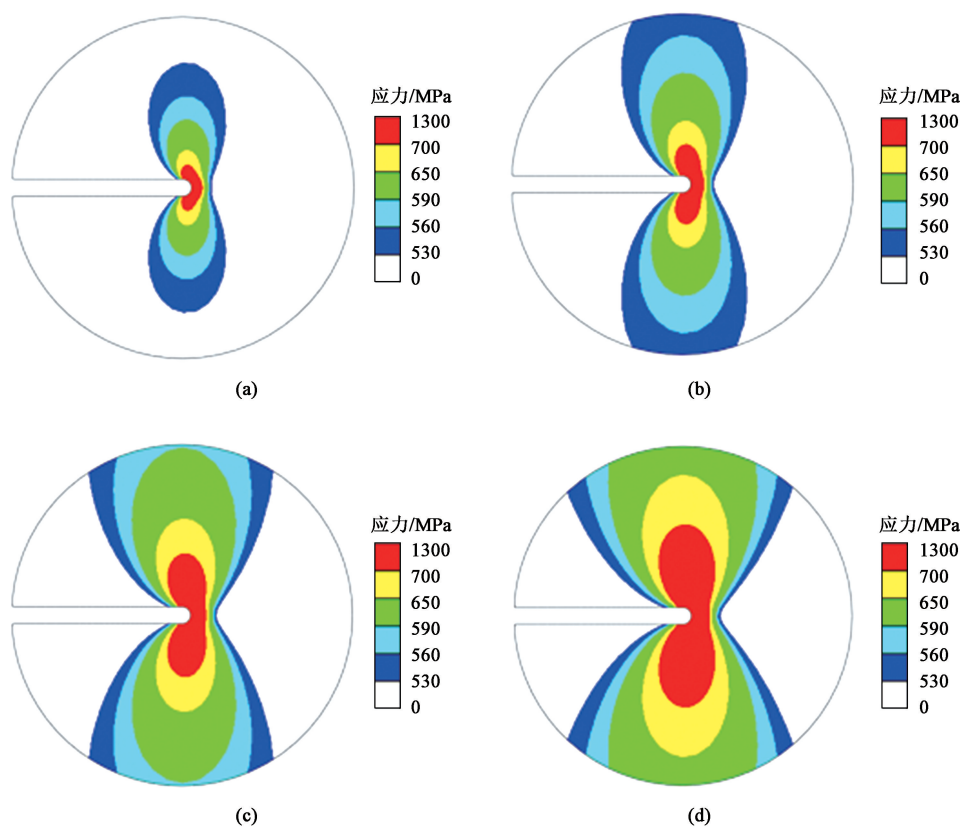


图 2 不同应力强度因子下裂尖应力场云图

(a) $K=15 \text{ MPa} \cdot \text{m}^{1/2}$ (b) $K=20 \text{ MPa} \cdot \text{m}^{1/2}$ (c) $K=25 \text{ MPa} \cdot \text{m}^{1/2}$ (d) $K=30 \text{ MPa} \cdot \text{m}^{1/2}$

Fig. 2 Nephograms of crack tip stress field under different stress intensity factors

应力强度因子 K 与裂尖应力 σ 之间的关系符合幂指数形式, 可拟合出应力强度因子 K 和 σ 之间的关系, 如图 3 所示。由图 3 可以看出, 当裂尖应力强度因子 K 增大时, 裂尖应力也在不断增大。根据应力强度因子和应力之间的曲线, 可以拟合出 K 与 σ 的表达式为:

$$\sigma = 296.33K^{0.4246} \quad (4)$$

1.3 裂尖蠕变率裂纹扩展速率预测模型的建立

根据 Ford-Andresen 模型^[8], 镍基合金 600 的应

力腐蚀裂纹扩展速率可由式 (5) 获得。

$$\frac{da}{dt} = \frac{M}{z \cdot \rho \cdot F} \cdot i \quad (5)$$

式中: t 为蠕变时间; M 为原子质量; z 为溶解过程中的电荷交换数; ρ 为密度; F 为法拉第常数; i 为裂尖的平均氧化电流密度。

裂尖阳极金属氧化过程中, 裂尖的平均氧化电流密度和单次氧化过程中电荷及氧化时间之间的关系可用式 (6) 表示。

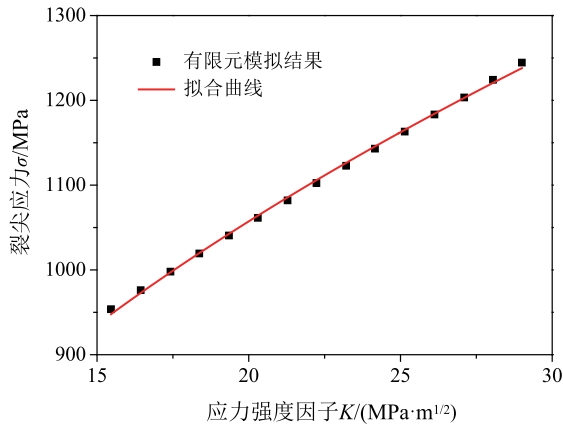


图 3 应力强度因子和应力之间的关系曲线

Fig. 3 Relationship curve between stress intensity factor and stress

$$i = \frac{Q_f}{t_f} \quad (6)$$

式中: Q_f 为单次氧化过程中的电荷; t_f 为氧化时间。

将式 (6) 代入式 (5) 中, 裂纹扩展速率可表示为:

$$\frac{da}{dt} = \frac{M}{\rho \cdot z \cdot F} \cdot \frac{Q_f}{t_f} \quad (7)$$

t_f 可表示为:

$$t_f = \frac{\varepsilon_f}{\dot{\varepsilon}_{ct}} \quad (8)$$

式中: ε_f 为氧化膜断裂应变; $\dot{\varepsilon}_{ct}$ 为裂尖平均应变率。

Q_f 可表示为:

$$Q_f = \frac{i_0}{1-m} \left[t_0^m \cdot \left(\frac{\varepsilon_f}{\dot{\varepsilon}_{ct}} \right)^{1-m} - m \cdot t_0 \right] \quad (9)$$

式中: i_0 为裂尖氧化电流密度; m 为电流衰减指数; t_0 为 i_0 的持续时间。

将式 (8) 和式 (9) 代入式 (7) 中, 裂纹扩展速率 $\frac{da}{dt}$ 可表示为:

$$\frac{da}{dt} = \frac{M}{z \cdot \rho \cdot F} \cdot \frac{i_0}{1-m} \left[\left(\frac{t_0 \cdot \dot{\varepsilon}_{ct}}{\varepsilon_f} \right)^m - m \cdot \left(\frac{t_0 \cdot \dot{\varepsilon}_{ct}}{\varepsilon_f} \right) \right] \quad (10)$$

应力腐蚀裂纹扩展过程中, 电流衰减指数 m 的值非常小, 因此式 (10) 可以简化为:

$$\frac{da}{dt} = \frac{M}{z \cdot \rho \cdot F} \cdot \frac{i_0}{1-m} \cdot \left(\frac{t_0}{\varepsilon_f} \right)^m \cdot (\dot{\varepsilon}_{ct})^m \quad (11)$$

可将式 (11) 表示为:

$$\frac{da}{dt} = \kappa_a \cdot (\dot{\varepsilon}_{ct})^m \quad (12)$$

其中:

$$\kappa_a = \frac{M}{z \cdot \rho \cdot F} \cdot \frac{i_0}{1-m} \cdot \left(\frac{t_0}{\varepsilon_f} \right)^m \quad (13)$$

式中: κ_a 为裂纹尖端的氧化速率常数。

从模型可以看出, 影响裂纹扩展速率的力学参量为裂尖应变率, 但模型中并未给出裂尖应变率的计算方法。在实际计算中, Ford-Andresen 模型中的裂尖应变率难以直接获得, 也无法进行量化, 同时模型也未考虑微蠕变等重要动态过程的影响, 如何找到一个物理意义明确且易于获取的裂尖应变率计算方法是预测模型广泛应用的关键。因此, 试图用金属的蠕变代替裂尖应变, 如式 (14) 所示, 进而用裂尖蠕变率代替裂尖应变率以建立裂纹扩展速率预测模型。

$$\varepsilon_{ct} = \varepsilon_{cr} \quad (14)$$

式中: ε_{ct} 为金属应变; ε_{cr} 为金属蠕变。

镍基合金 600 具有低温高应力蠕变性能, 采用 Norton 幂律模型来描述材料的蠕变率与所受应力之间的关系。在材料的稳态蠕变阶段, 镍基合金 600 的蠕变率可以表示为式 (15)。

$$\dot{\varepsilon}_{cr} = A \sigma^q \quad (15)$$

式中: A 为材料的幂律乘数, 即蠕变系数; q 为蠕变应力指数。

将式 (15) 代入式 (12) 中, 得到以裂尖蠕变率代替裂尖应变率的裂纹扩展速率表达式, 如式 (16) 所示。

$$\frac{da}{dt} = \kappa_a \cdot (\dot{\varepsilon}_{cr})^m = \kappa_a \cdot (A \sigma^q)^m \quad (16)$$

应力腐蚀裂尖的应力分布非常复杂, 且分布不均匀, 如何选取裂尖的准确应力以获得蠕变率仍然较为困难。但裂尖应力大小不同, 裂尖的应力强度因子不同, 裂纹扩展速率也不同, 因此, 为了进一步简化裂纹扩展速率的定量计算, 使式 (16) 具有更高的实际应用价值, 可建立镍基合金裂尖应力强度因子与裂纹扩展速率之间的关系, 将式 (4) 代入式 (16) 中, 获得应力强度因子和裂纹扩展速率之间的关系, 如式 (17) 所示。

$$\frac{da}{dt} = \kappa_a \cdot (\dot{\varepsilon}_{cr})^m = \kappa_a \cdot A^m (296.33 K^{0.4246})^{qm} \quad (17)$$

对于镍基合金, 根据 Peng Q J 等^[16]对核电一水回路中应力腐蚀裂纹尖端所处的电化学环境和材料属性的测量, 通过计算可获得 $\kappa_a = 8.643 \times 10^{-4}$, 镍基合金水化学环境参量如表 2^[16]所示。

2 模型影响因素分析

在式 (17) 所示的模型中, 裂尖应力强度因

表 2 水化学环境参量

Table 2 Hydrochemical environmental parameters

参数	数值	参数	数值
溶解过程中的电荷交换数 z	2.67	裂尖氧化电流密度 $i_0/(A \cdot mm^{-2})$	0.02
法拉第常数 $F/(C \cdot mol^{-1})$	96500	i_0 的持续时间 t_0/s	0.4
电流衰减指数 m	0.5	密度 $\rho/(g \cdot mm^{-3})$	0.00786
材料的幂律乘数 $A/(MPa \cdot h)^{-1}$	1.15×10^{-15}	蠕变应力指数 q	3.98
原子质量 $M/(g \cdot mol^{-1})$	55.38	氧化膜断裂应变 ε_f	0.001

子、镍基合金 600 的力学性能以及电流衰减指数等对模型中裂纹扩展速率均有一定的影响，了解这些因素对裂纹扩展速率的影响规律对模型的应用具有重要的实际意义。材料在发生应力腐蚀时的裂尖蠕变率是新建模型的核心力学参量，直接影响新模型中裂纹扩展速率的计算精度。在理论模型的推导中，根据式（4）所拟合的镍基合金 600 发生应力腐蚀时的裂尖应力强度因子和裂尖应力之间的关系，可进一步推导出式（17），获得了基于材料裂尖蠕变率为裂纹扩展力学参量的裂尖应力强度因子和裂纹扩展速率的关系，应力强度因子对 SCC 裂尖蠕变率的影响如图 4 所示。由图 4 中的曲线变化规律可以看出，镍基合金 600 的应力腐蚀裂尖强度因子越小，裂尖蠕变率也越小，而且镍基合金 600 裂纹尖端发生蠕变时的蠕变率减小的幅度随着裂尖应力强度因子的减小也有所减小，随着蠕变时间的增大，镍基合金 600 的蠕变率先快速减小，逐渐变为缓慢减小。

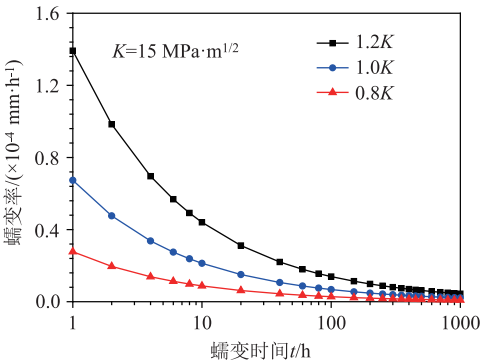


图 4 应力强度因子对蠕变率的影响

Fig. 4 Effect of stress intensity factor on creep rate

镍基合金 600 的 SCC 裂纹扩展速率和裂尖应力强度因子的关系如图 5 所示，可以看出，裂纹扩展速率随着裂尖应力强度因子的增大而增大，但当裂尖应力强度因子逐渐增大时，裂纹扩展速率的增大幅度随着裂尖应力强度因子的增大有所减小，并且蠕变时间越长，SCC 裂纹扩展速率越小。

蠕变系数 A 对 SCC 裂尖蠕变率的影响如图 6 所

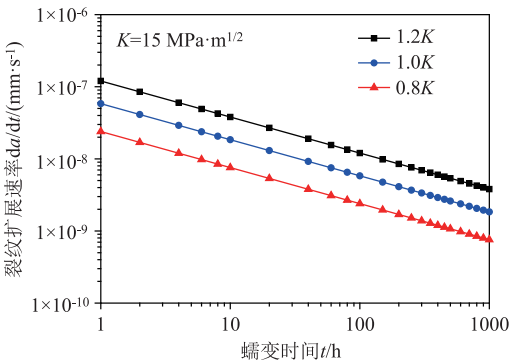


图 5 应力强度因子对裂纹扩展速率的影响

Fig. 5 Effect of stress intensity factor on crack propagation rate

示，由图 6 可以看出，镍基合金 600 的蠕变系数越大，裂尖的蠕变率也越大。蠕变系数 A 对 SCC 裂纹扩展速率的影响如图 7 所示，可以看出裂纹扩展速率随着材料蠕变系数的增大而增大。裂尖蠕变率和裂纹扩展速率均随着蠕变时间的增大而减小。

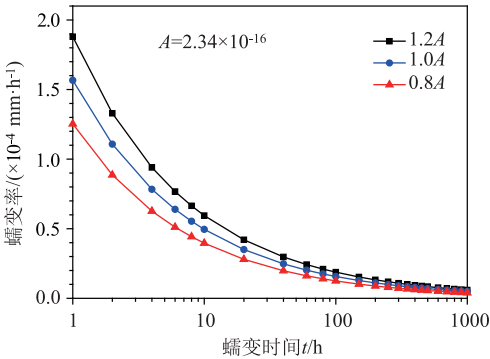


图 6 蠕变系数对蠕变率的影响

Fig. 6 Effect of creep coefficient on creep rate

镍基合金 600 的蠕变应力指数 q 对裂尖蠕变率的影响如图 8 所示，可以看出镍基合金 600 的蠕变应力指数越大，裂尖蠕变率也越大，而且裂尖蠕变率增大的幅度随着材料蠕变应力指数的增大而增大，蠕变时间越长，裂尖蠕变率越小。镍基合金 600 的蠕变应力指数对裂纹扩展速率的影响如图 9 所示，由图 9 可以看出，镍基合金 600 的蠕变应力指数越高，SCC 裂纹尖端发生蠕变时裂纹扩展速率也越大，

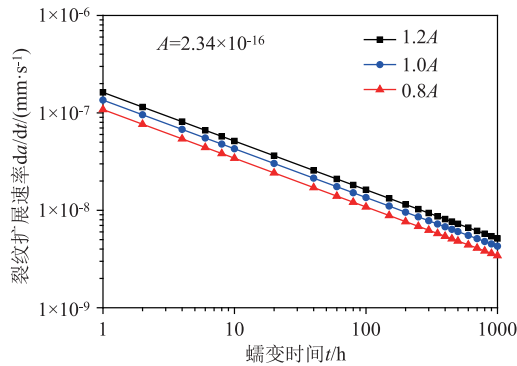


图 7 蠕变系数对裂纹扩展速率的影响

Fig. 7 Effect of creep coefficient on crack propagation rate

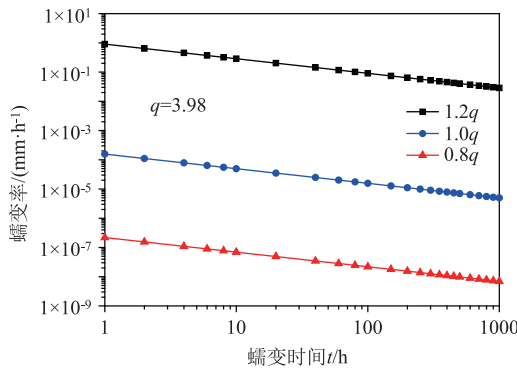


图 8 蠕变应力指数对蠕变速率的影响

Fig. 8 Effect of creep stress index on creep rate

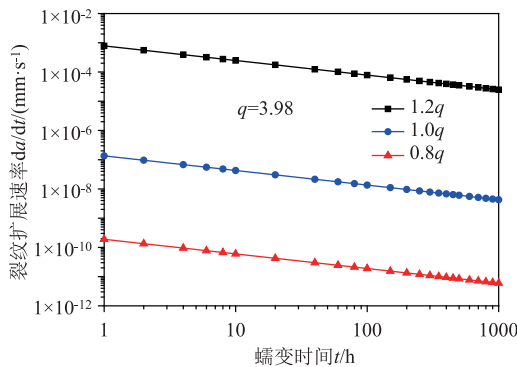


图 9 蠕变应力指数对裂纹扩展速率的影响

Fig. 9 Effect of creep stress index on crack propagation rate

而且裂纹扩展速率增大的幅度随着蠕变应力指数的增大而增大, SCC 裂纹扩展速率也随着蠕变时间的增大而减小。

式 (17) 中的电流衰减指数 m 对镍基合金 600 发生 SCC 时的裂纹扩展速率的影响如图 10 所示。由图 10 可以看出, 电流衰减指数越大, 裂纹扩展速率越小, 而且镍基合金 600 的蠕变时间越长, 裂纹扩展速率越小。但是, 蠕变时间不同、电流衰减指数变化幅度相同时, 裂纹扩展速率的变化幅度不同。

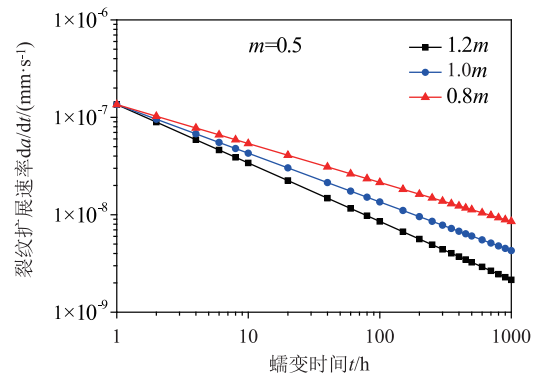


图 10 电流衰减指数对裂纹扩展速率的影响

Fig. 10 Effect of current decay index on crack propagation rate

蠕变时间越长, 裂纹扩展速率减小的幅度随电流衰减指数的增大而增大。

3 镍基合金 600 裂纹扩展速率分析

为了验证镍基合金 600 裂纹扩展速率预测模型的可行性, 采用慢应变速率拉伸机, 对镍基合金 600 进行裂纹扩展速率实验, 实验过程及试样如图 11 所示。实验机的高温高压釜内温度为 288 ℃, 压力为 16 MPa, 应力强度因子 $K = 35 \text{ MPa} \cdot \text{m}^{1/2}$, 试样为 0.5T-CT 试样, 预制裂纹长度为 2 mm。

利用式 (17) 建立的模型对镍基合金 600 的裂纹扩展速率进行计算, 并与实验结果进行对比, 镍基合金 600 裂纹扩展速率的实验和计算数据对比如图 12 所示。由图 12 可以看出, 当应力强度因子 $K = 35 \text{ MPa} \cdot \text{m}^{1/2}$ 时, 实验所获得的裂纹扩展速率约为 $7 \times 10^{-7} \text{ mm} \cdot \text{s}^{-1}$, 利用式 (17) 计算获得的裂纹扩展速率接近实验曲线, 当 $K = 31 \text{ MPa} \cdot \text{m}^{1/2}$ 时, 裂纹扩展速率小于实验结果, 当 $K = 39 \text{ MPa} \cdot \text{m}^{1/2}$ 时, 裂纹扩展速率明显大于实验结果, 特别是当 $K = 35 \text{ MPa} \cdot \text{m}^{1/2}$ 时, 裂纹扩展速率和实验数据基本吻合, 这是由于实验采用恒 K 控制, 实验数据为 $K = 35 \text{ MPa} \cdot \text{m}^{1/2}$ 时的裂纹扩展速率与式 (17) 的计算数值基本相符, 绝对误差为 2.3%。但裂纹扩展速率受到裂尖应力强度因子的影响, 当裂尖应力强度因子增大时, 裂纹扩展速率也会增大, 反之亦然, 这与式 (17) 的结论也是一致的。

4 结论

(1) 建立了以裂尖应力强度因子为表征的应力

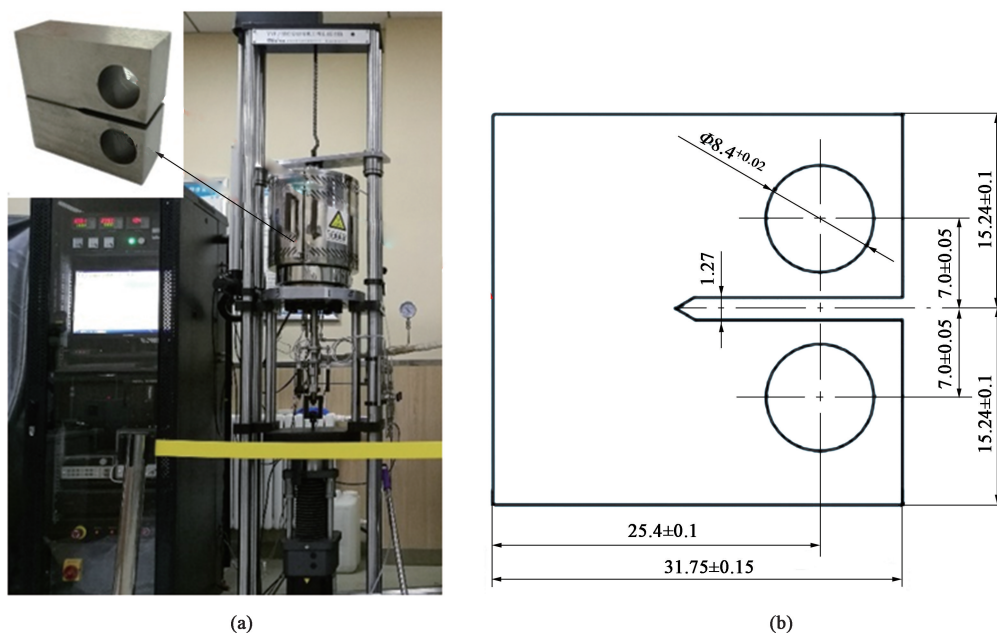


图 11 裂纹扩展速率实验设备 (a) 和试样尺寸 (b)

Fig. 11 Crack growth rate experiment device (a) and specimen size (b)

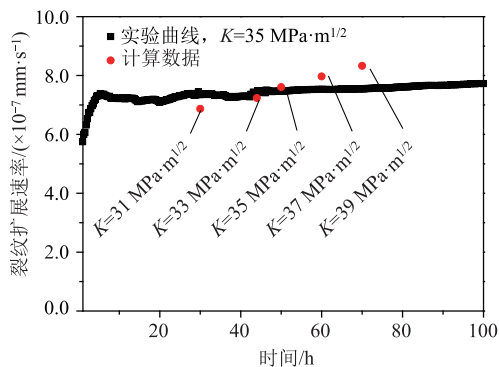


图 12 裂纹扩展速率的实验与计算结果对比

Fig. 12 Comparison of experimental and calculated results for crack propagation rate

腐蚀开裂裂纹扩展速率定量计算模型,在此基础上,以应力腐蚀裂纹尖端蠕变率代替 Ford-Andresen 模型中的裂尖应变率,简化了以裂尖应变率致氧化膜破裂而发生应力腐蚀开裂的机理。

(2) 裂尖应力强度因子、镍基合金 600 的蠕变应力指数和蠕变系数越大,发生应力腐蚀时裂尖蠕变率也越大,裂纹扩展时的动力也越大,并且材料的硬化指数对裂尖蠕变率的影响较大。

(3) 裂纹扩展速率随着裂尖应力强度因子、材料的蠕变应力指数和蠕变系数的增大而增大,其中,材料的蠕变应力指数对裂纹扩展速率的影响最大,但裂纹扩展速率随着裂尖电流衰减指数的增大而减小,而且蠕变时间越长,裂纹扩展速率随电流衰减

指数增大而减小的幅度越大。

参考文献:

- [1] Du D H, Song M, Chen K, et al. Effect of deformation level and orientation on SCC of 316L stainlesssteel in simulated light water environments [J]. Journal of Nuclear Materials, 2020, 531: 152038.
- [2] 朱忠亮, 马辰昊, 李宇旸, 等. 镍基合金 Inconel617B 在 700 ℃ 超临界水环境中的氧化行为研究 [J]. 中国腐蚀与防护学报, 2022, 42 (4): 655-661.
Zhu Z L, Ma C H, Li Y Y, et al. Oxidation behavior of nickel-based alloy Inconel617B in supercritical water at 700 ℃ [J]. Journal of Chinese Society for Corrosion and Protection, 2022, 42 (4): 655-661.
- [3] Hua F H, Rebak R B. The role of hydrogen and creep in intergranular stress corrosion cracking of alloy 600 and alloy 690 in PWR primary water environments [J]. Environment-Induced Cracking of Materials, 2008, 2: 123-141.
- [4] 温建锋, 轩福贞, 涂善东. 高温构件蠕变损伤与裂纹扩展预测研究新进展 [J]. 压力容器, 2019, 36 (2): 38-50.
Wen J F, Xuan F Z, Tu S D. Advances in predictions of creep damage and crack growth in components under high temperatures [J]. Pressure Vessel Technology, 2019, 36 (2): 38-50.
- [5] 李凯尚, 王润梓, 张显程, 等. 基于多尺度建模方法的蠕变-疲劳寿命预测 [J]. 压力容器, 2021, 38 (11): 73-81.
Li K S, Wang R Z, Zhang X C, et al. Creep-fatigue life prediction based on multi-scale modelling approach [J]. Pressure Vessel Technology, 2021, 38 (11): 73-81.

- [6] 张显程, 王润梓, 涂善东, 等. 工程损伤理论: 内涵、挑战与展望 [J]. 机械工程学报, 2023, 59 (16): 2-17.
Zhang X C, Wang R Z, Tu S D, et al. Engineering damage theory: Connotation, challenge and prospect [J]. Journal of Mechanical Engineering, 2023, 59 (16): 2-17.
- [7] 陶贤超, 高永建, 赵鹏, 等. 反应堆压力容器材料压缩蠕变性能及变形机制研究 [J]. 压力容器, 2022, 39 (7): 1-14.
Tao X C, Gao Y J, Zhao P, et al. Compressive creep behavior and deformation mechanism of the material in reactor pressure vessel [J]. Pressure Vessel Technology, 2022, 39 (7): 1-14.
- [8] Ford F P. Mechanisms of environmentally-assisted cracking [J]. International Journal of Pressure Vessels and Piping, 1989, 40 (55): 343-362.
- [9] Shoji T, Suzuki S, Ballinger R G. Theoretical prediction of SCC growth behavior-threshold and plateau growth rate [A]. Proceedings of the 7th International Symposium on Environmental Degradation of Materials in Nuclear Power Systems [C]. Breckinridge, 1995.
- [10] Yang H L, Xue H. Effect of cold working on crack growth rate of environmentally assisted cracking of 316L SS [J]. Structures, 2020, 28: 446-455.
- [11] Xue H, Zhao D, Peng Q J, et al. Effects of material plasticity of nickel base alloy on stress-strain field at tip of stress corrosion cracking [J]. Material Engineering, 2011, 5: 17-20.
- [12] Yang F Q, Xue H, Zhao L Y, et al. Influence of nickel-based alloys' mechanical properties on mechanochemical effect at crack tip in high temperature water environments [J]. Rare Metal Materials and Engineering, 2016, 45 (7): 1641-1646.
- [13] GB/T 4161—2007, 金属材料 平面应变断裂韧度 K_{IC} 试验方法 [S].
GB/T 4161—2007, Metallic materials—Determination of plane-strain fracture toughness [S].
- [14] Meisnar M, Moody M, Sergio L P. Atom probe tomography of stress corrosion crack tips in SUS316 stainless steels [J]. Corrosion Science, 2015, 98: 661-671.
- [15] Chen K, Wang J M, Du D H, et al. dK/da effects on the SCC growth rates of nickel base alloys in high-temperature water [J]. Journal of Nuclear Materials, 2018, 502: 13-21.
- [16] Peng Q J, Kwon J, Shoji T. Development of a fundamental crack tip strain rate equation and its application to quantitative prediction of stress corrosion cracking of stainless steels in high temperature oxygenated water [J]. Nuclear Material, 2004, 324: 52-61.

