

# 碳纤维复合材料缠绕修复的压力管道断裂分析

柳军<sup>1</sup>, 严波<sup>1</sup>, 卢岳川<sup>2</sup>, 孙英学<sup>2</sup>, 姜乃斌<sup>2</sup>, 常学平<sup>3</sup>

(1. 重庆大学工程力学系, 重庆, 400044; 2. 中国核动力研究设计院核反应堆系统设计技术重点实验室, 成都, 610041; 3. 西南石油大学工程力学系, 成都, 610500)

**摘要:** 采用耦合的有限元-无网格 Galerkin 数值算法, 计算了碳纤维增强型复合材料缠绕修复的压力管道横向贯穿裂纹以及横向椭圆型表面裂纹前沿应力强度因子, 据此分析了碳纤维增强型复合材料套袖长度对压力管道裂纹应力强度因子的影响。结果表明, 本文所提算法能有效计算三维问题应力强度因子; 含裂纹压力管道采用碳纤维增强型复合材料缠绕修复后, 裂纹前沿的应力强度因子显著降低; 修复套袖越长, 修复效果越显著, 但套袖长度超过一定范围后, 应力强度因子的降低趋于缓慢, 对修复效能的进一步提高贡献甚微。

**关键词:** 有限元-无网格耦合算法; 裂纹压力管道; 碳纤维复合材料; 缠绕修复; 应力强度因子

**中图分类号:** O346.1 **文献标识码:** A

## 1 引言

碳纤维增强型复合材料(CFRC)在各种航天结构、船舶结构和建筑结构的修复中显示了明显的优势<sup>[1-3]</sup>。使用该型材料修复压力管道是一种较新的技术, 目前对这一技术的研究还很有限。Wilson等对碳纤维/环氧树脂复合材料修复压力容器缺陷进行了断裂分析实验; 结果表明这种修复方法效果很好, 修复后的压力容器强度接近无缺陷的压力容器<sup>[4]</sup>。Cereone等给出了不同工作环境下管道修复用复合材料的选择方法<sup>[5]</sup>; Liu等提出了一种碳纤维缠绕修复管道方法<sup>[6]</sup>; Duell等针对压力管道的腐蚀性缺陷提出了另一种碳纤维缠绕修复管道方法, 并分别采用有限元方法和实验方法分析了这种修复方法的效果<sup>[7]</sup>; Ha等提出采用玻璃纤维缠绕方法修复地下管道<sup>[8]</sup>; Houssam等对各种纤维增强型复合材料缠绕修复压力管道进行了研究, 分析了不同套袖下损伤管壁的环向应力分布, 指出碳纤维修复压力管道的效果要优于其他纤维增强型复合材料<sup>[9]</sup>。

本文采用一种耦合的有限元-无网格 Galerkin 数值算法(FEM-EFG)对碳纤维缠绕修复压力管道裂纹前沿应力强度因子进行计算, 研究了压力管道横向贯穿裂纹和横向表面椭圆型裂纹应力强度因子分布规律, 并比较了修复前后的裂纹前沿

应力强度因子, 最后分析了CFRC套袖长度对修复效果的影响。

## 2 应力强度因子的数值计算方法

### 2.1 耦合的有限元-无网格 Galerkin 数值算法

使用转换矩阵法耦合FEM子域和EFG子域<sup>[10, 11]</sup>的系统平衡方程可写为:

$$Kq = f \quad (1)$$

$$K = \begin{bmatrix} K_F & C_1 \\ C_2 & K_M \end{bmatrix}, \quad q = \begin{bmatrix} q_F \\ q_M \end{bmatrix}, \quad f = \begin{bmatrix} f_F \\ f_M \end{bmatrix}$$

式中,  $K$  为系统刚度矩阵;  $q$  为位移矢量;  $f$  为载荷矢量; 子矩阵  $C_1$  和  $C_2$  由交界面上位移连续性要求及转换矩阵而得; 下标 F 和 M 分别表示 FEM 子域和 EFG 子域。相应的矩阵和向量计算见有限元和无网格方法相关文献。

FEM子域节点的真实位移和EFG子域节点的名义位移分别表示为:

$$q_F = [u_1 \quad v_1 \quad w_1 \quad \cdots \quad u_i \quad v_i \quad w_i \quad \cdots \quad u_n \quad v_n \quad w_n]^T \quad (2)$$

$$q_M = [\hat{u}_1 \quad \hat{v}_1 \quad \hat{w}_1 \quad \cdots \quad \hat{u}_i \quad \hat{v}_i \quad \hat{w}_i \quad \cdots \quad \hat{u}_m \quad \hat{v}_m \quad \hat{w}_m]^T \quad (3)$$

式中,  $u$ 、 $v$ 、 $w$  分别为  $x$ 、 $y$ 、 $z$  方向的位移; 标  $n$  和  $m$  分别为 FEM 和 EFG 节点数。

为了满足 2 子域交界面上位移连续性要求, 如果一个节点  $i$  处于交界面上且属于 FEM 子域的某个单元中的一个节点, 则该节点的位移由 EFG 子域中节点位移通过插值的形式得到。该单元节点位移矢量可以由式 (2) 表示如下:

$$\tilde{q}_{F,e} = [\hat{u}_1 \ \hat{v}_1 \ \hat{w}_1 \ \cdots \ \hat{u}_{i1} \ \hat{v}_{i1} \ \hat{w}_{i1} \ \cdots \ \hat{u}_{ij} \ \hat{v}_{ij} \ \hat{w}_{ij} \ \cdots \ \hat{u}_k \ \hat{v}_k \ \hat{w}_k] \quad (4)$$

式中, 下标  $k$  为 FEM 单元节点数;  $j$  为 EFG 子域中节点  $i$  影响域内的 EFG 节点数。该单元节点位移矢量可通过转换矩阵表示为:

$$q_{F,e} = T \tilde{q}_{F,e} \quad (5)$$

式中,  $q_{F,e}$  为未考虑耦合作用的 FEM 子域的单元位移矢量;  $T$  为由插值函数组成的转换矩阵。将式 (5) 代入 FEM 子域的单元平衡方程, 可得转换后的单元刚度矩阵和载荷列向量:

$$K_{F,e} = T^T \tilde{K}_{F,e} T \quad (6)$$

$$f_{F,e} = T^T \tilde{f}_{F,e} \tilde{f}_e^F \quad (7)$$

式中,  $K_{F,e}$  和  $f_{F,e}$  分别为考虑耦合前的 FEM 单元刚度矩阵和单元载荷向量。FEM 子域的平衡方程为:

$$\tilde{K}_F \tilde{q}_F = \tilde{f}_F \quad (8)$$

式中,  $\tilde{K}_F$ 、 $\tilde{q}_F$  和  $\tilde{f}_F$  分别为 FEM 子域单元组集后的刚度矩阵、位移向量和载荷向量。

## 2.2 应力强度因子的计算

在如图 1 所示的裂尖局部坐标系下, 裂纹尖端附近位移  $u$ 、 $v$  可以如下描述<sup>[12]</sup>:

$$u = \frac{1+\nu}{4E} \sqrt{\frac{2r}{\pi}} \left\{ K_I \left[ (5-8\nu) \cos \frac{1}{2} \theta - \cos \frac{3}{2} \theta \right] + K_{II} \left[ (9-8\nu) \sin \frac{1}{2} \theta + \sin \frac{3}{2} \theta \right] \right\} \quad (9)$$

$$v = \frac{1+\nu}{4E} \sqrt{\frac{2r}{\pi}} \left\{ K_I \left[ (7-8\nu) \cos \frac{1}{2} \theta - \sin \frac{3}{2} \theta \right] + K_{II} \left[ (3-8\nu) \cos \frac{1}{2} \theta + \cos \frac{3}{2} \theta \right] \right\} \quad (10)$$

式中,  $E$  为材料弹性模量;  $\nu$  为泊松比;  $K_I$ 、 $K_{II}$  为裂纹应力强度因子。

利用耦合的 FEM/EFG 方法计算得到位移场后, 可用直接位移法计算应力强度因子<sup>[13]</sup>。对于 I 型裂纹, 只需计算  $K_I$ 。令  $\theta = \pi$ , 由式 (10) 可以得到裂尖附近的节点位移:

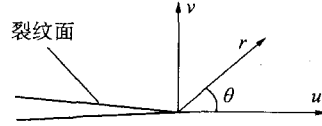


图 1 裂纹尖端局部坐标系  
Fig. 1 Local Co-Ordinate in Vicinity of Crack Tip

$$v_{2l} = \frac{K_{II} (1-\nu^2)}{E} \sqrt{\frac{\pi}{8r_l}} \quad (l=1,2,\dots,n) \quad (11)$$

式中,  $l$  为处于裂纹面上且与裂纹前沿垂直的直线上的一系列节点。由上式可得:

$$K_{II} = \frac{v_{2l} E}{(1-\nu^2)} \sqrt{\frac{8r_l}{\pi}} \quad (l=1,2,\dots,n) \quad (12)$$

由此可以计算得到这些节点相应的应力强度因子, 再将这些应力强度因子利用线性插值即可得到相应裂尖处的应力强度因子。

为了模拟裂纹尖端附近的应力  $1/\sqrt{r}$  奇异性, 在无网格 Galerkin 方法中采用如下形式的增强型基函数:

$$P = \{1 \ x \ y \ z \ \sqrt{r}\} \quad (13)$$

式中,  $P$  为基函数向量;  $x$ 、 $y$ 、 $z$  为笛卡尔坐标;  $r$  为当前位置与裂尖的距离。

## 2.3 数值算例

中心裂纹板的几何尺寸为 70 mm×50 mm×10 mm, 中心裂纹长为  $2a=14$  mm, 板的两端承受均匀拉力  $\sigma=50$  MPa。考虑到结构和载荷的对称性, 取其 1/4 模型进行计算 (图 2)。裂纹尖端附近区域划分为 EFG 子区域, 其余区域划分为 FEM 子区域。其中, FEM 子区域离散为 66 个 20 节点 2 次单元; EFG 子区域则离散为 1056 个节点, 使用 750 个 8 节点六面体有限元背景网格。在计算得到位移后, 可采用直接位移法计算裂纹尖端的应力强度因子。带贯穿中心裂纹的有限宽板的应力强度因子可由下式计算<sup>[14]</sup>

$$K_I = F \cdot \sigma \sqrt{\pi a} \quad (14)$$

$$F = 1 + 0.128 \left(\frac{a}{b}\right) - 0.288 \left(\frac{a}{b}\right)^2 + 1.525 \left(\frac{a}{b}\right)^3 \quad (15)$$

式中,  $2a$  为裂纹长度;  $2b$  为有限宽板宽度。由上述公式计算得到的应力强度因子的理论值为 245.4 MPa·mm<sup>-1/2</sup>。耦合的 FEM/EFG 方法计算得到的应力强度因子与该计算值的比较如图 3 所示。由图 3 可知, 2 种方法的计算结果一致, 除上下表面 2 点的应力强度因子外, 两者间的最大相对误

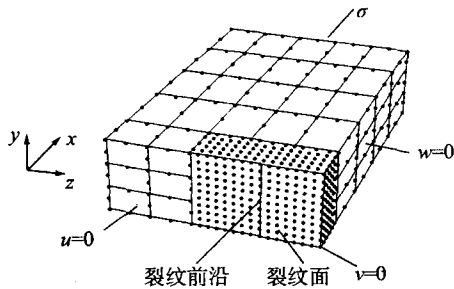


图2 中心裂纹板 FEM/EFG 1/4 数值模型  
Fig. 2 FEM/EFG Numerical Model of Center Cracked Panel

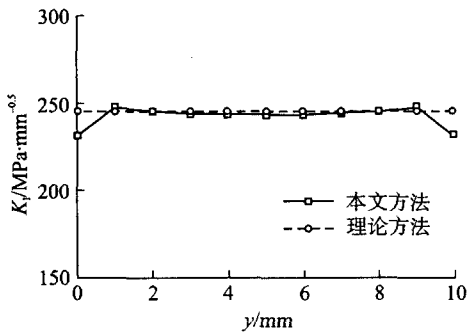


图3 中心裂纹板应力强度因子  
Fig. 3 Stress Intensity Factors of Center Cracked Panel

差不超过 0.6%。由于理论公式没有考虑表面效应，所以上下表面处的应力强度因子不便比较。

### 3 含裂纹压力管道碳纤维复合材料缠绕修复技术

压力管道中的裂纹分为表面裂纹和贯穿裂纹；表面裂纹又分为内表面裂纹和外表面裂纹。目前普遍采用破前漏技术（LBB）对压力管道裂纹进行安全性评估，将压力管道中的表面裂纹简化为椭圆型裂纹（图4a）。贯穿裂纹的简化如图4b所示，裂纹前沿与管径方向一致。

碳纤维复合材料缠绕修复压力管道技术是利

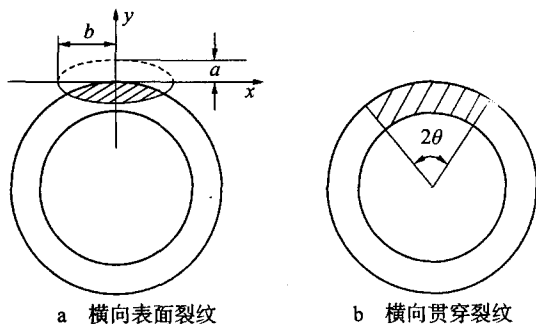


图4 裂纹形状  
Fig. 4 Crack Shape

用碳纤维复合材料在管道外形成复合材料修补层，分担管道承受的载荷，降低管壁的应力并且限制管道裂纹处的应力集中，从而达到对管道补强的目的，恢复管道的正常承压能力（图5）。该技术的优点是不用在服役管道上进行焊接，避免了焊穿和发生氢脆、冷脆的可能性，极大降低了操作的风险性，且可以对管道进行带压修复，从而保障管道运行的连续性。

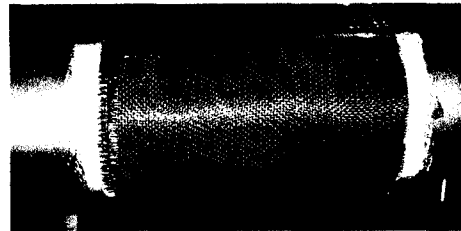


图5 碳纤维复合材料缠绕修复压力管道  
Fig. 5 Repair Cracked Pressure Pipe with CFRC Wind-up

### 4 碳纤维复合材料缠绕修复压力管道数值分析

分析的典型含裂纹压力管道外直径为 323.9 mm，壁厚为 12.7 mm， $E=2.07 \times 10^5$  MPa， $\nu=0.3$ ，工作内压均匀分布在管内壁， $p=4.0$  MPa，远端横截面上作用有由内压引起的等效反力。采用碳纤维增强型复合材料对裂纹区域进行缠绕修复。在缠绕区域涂上油灰（图5）；油灰厚 1 mm；油灰材料  $E=1.74 \times 10^3$  MPa， $\nu=0.45$ ；碳纤维增强型复合材料修复层厚 7 mm。材料性能参数见表 1。

表 1 碳纤维增强型复合材料性能参数<sup>①</sup>  
Table 1 Property Parameters for CFRC Material

参数名	$E_x$ /GPa	$E_y$ /GPa	$E_z$ /GPa
参数值	5.5	23.4	49.0
参数名	$\nu_{xy}$	$\nu_{xz}$	$\nu_{yz}$
参数值	0.43	0.196	0.43
参数名	$G_{xy}$ /GPa	$G_{xz}$ /GPa	$G_{yz}$ /GPa
参数值	0.69	29.6	0.69

注：①x、y、z 分别对应管道径向、轴向和环向方向；G 为切变模量

采用耦合的 FEM/EFG 数值计算方法对碳纤维缠绕修复压力管道进行数值分析。为了减少计算量，考虑到含裂纹压力管道结构的对称性，取 1/4 部分作为计算模型。在裂纹前沿附近区域采用 EFG 节点离散，其余区域采用 FEM 单元离散，充分利用了有限元方法的计算高效率和无网格方

法的高精度性的特点(图6、图7)。在远离裂纹前沿的区域可以设置较为稀疏的网格或节点,在裂纹前沿附近区域可以设置密集节点,不存在常规有限元中单元畸变问题。计算中,位于管道纵向切开截面上的节点 $x$ 方向的位移被约束,位于横向切开截面上的节点(裂纹面上节点除外) $z$ 方向的位移被约束,为了限制管道刚体位移,横向切开截面最下端节点 $y$ 方向位移被约束。

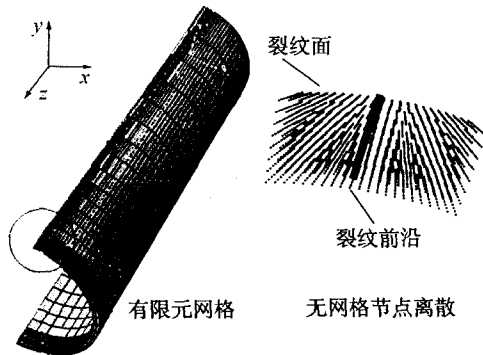


图6 修复前 FEM/EFM 数值模型

Fig. 6 FEM/EFM Numerical Model with Through-Wall Crack before Repair

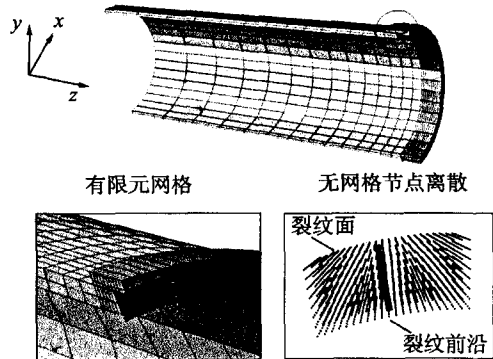


图7 修复后 FEM/EFM 数值模型

Fig. 7 FEM/EFM Numerical Model with Through-Wall Crack after Repair

刚度矩阵采用 $2 \times 2 \times 2$ 阶高斯积分,为了模拟裂尖附近的 $1/\sqrt{r}$ 奇异性,采用增强型基函数。应力强度因子的计算采用如2.2节所述的直接位移法。

图8为碳纤维增强型复合材料不同修复套袖长度的横向贯穿裂纹应力强度因子。由图8可知,采用碳纤维增强型复合材料修复后,压力管道裂纹尖端处应力强度因子显著降低;修复前应力强度因子的最大值出现在靠近管道内壁区域,修复后,裂纹前沿中部应力强度因子较大,两端较

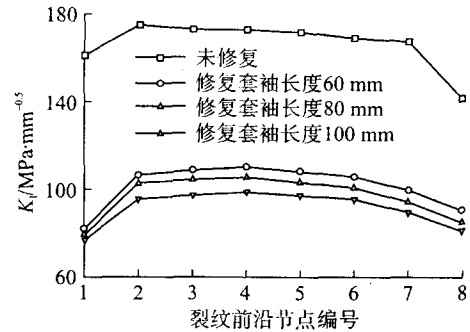


图8 不同套袖长度的横向贯穿裂纹应力强度因子  
Fig. 8 Stress Intensity Factors of Traverse Through-Wall Crack in Pressure Pipe

贯穿裂纹横向长度 $2\theta=10^\circ$ ;横坐标为裂纹前沿沿管道内表面到管道外表面依次设置的节点编号

低;随着修复套袖长度的增加,应力强度因子逐渐降低。

图9为碳纤维增强型复合材料不同修复套袖长度的横向外表面椭圆型裂纹应力强度因子。由图9可知,应力强度因子的最大值靠近管道外壁,并随着深度的增加逐渐降低;采用碳纤维增强型复合材料修复后,压力管道椭圆形表面裂纹前沿的应力强度因子明显降低;对于横向外表面椭圆型裂纹,修复后,处于中部深度附近区域的裂纹前沿处应力强度因子降低最显著,最深点处和靠近外径处应力强度因子降低较少;改变套袖长度,应力强度因子降低并不十分明显,可见当长度超过一定范围后,应力强度因子的降低趋于缓慢,套袖长度对应应力强度因子的影响相对较小。

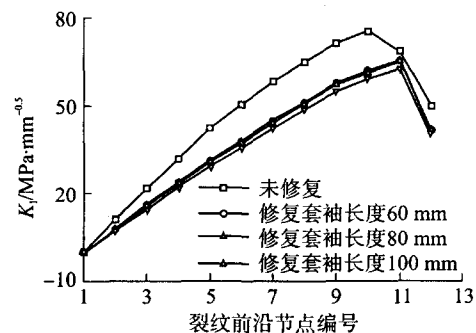


图9 不同套袖长度的横向表面裂纹应力强度因子  
Fig. 9 Stress Intensity Factors of outer Surface Ellipse-Shape Crack in Pressure Pipe  
椭圆型裂纹的短、长轴分别为 $2a=16$  mm、 $2b=30$  mm

## 5 结论

(1) 采用碳纤维增强型复合材料缠绕修复含裂纹压力管道,无论是横向贯穿裂纹还是横向表面裂纹都能得到很好的修复效果。

(2) 修复套袖长度愈大, 修复效果愈好。但套袖长度超过一定范围后, 修复套袖长度的增加对应力强度因子降低的贡献甚微。

(3) 对于横向贯穿裂纹, 修复后裂纹前沿所有部位, 应力强度因子降低显著, 对于横向表面裂纹, 除了靠近最深点和外表面点外, 其余区域裂纹前沿应力强度因子降低明显。

(4) 修复套袖长度对横向贯穿裂纹影响较大, 对横向表面裂纹影响较小。

采用碳纤维增强型复合材料修复含裂纹压力管道技术具有很大的发展潜力和广阔的应用前景, 目前该技术的实施尚有很多方面的问题值得深入研究。

#### 参考文献:

- [1] Liu J, Yan B. Numerical Investigation on Fatigue Crack Growth Behavior of Cracked Aluminum Panels Repaired with Piezoelectric Patches Using MLPG/FEM [C]. 2<sup>nd</sup> International Conference on Heterogeneous Material Mechanics, ICHMM 2008, 1473-1476.
- [2] Liu Cheng, Yan Bo, Liu Jun, et al. Repair Efficiency of Cracked Panel Repaired by a Piezoelectric Patch [J]. Journal of Chongqing University, 2009, 32(8): 950-954.
- [3] Sekine Hideki, Yan Bo, Yasuho Takeshi. Numerical Simulation Study of Fatigue Crack Growth Behavior of Cracked Aluminum Panels Repaired with a FRP Composite Patch Using Combined BEM/FEM [J]. Engineering Fracture Mechanics 2005, 72(16): 2549-2563.
- [4] Wilson, Jeffrey M, Kessler Michael R. Rupture Testing of A-106, Grade B Steel Pipes Repaired with Carbon/Epoxy Composites [J]. 2004 ASME/JSME Pressure Vessels and Piping Conference, 483: 175-179.
- [5] Cereone, Larry, Lockwood James D. Review of FRP Composite Materials for Pipeline Repair [C]. ASCE Pipeline Division Specialty Conference-PIPELINES 2005, 1001-1013.
- [6] Liu guo, Wang xiu-yun, Lu min-xu, et al. A New Pipeline Repair System and its Application in China [C]. 2008 ASME International Pipeline Conference, IPC 2008, 2: 281-284.
- [7] Duell J M, Wilson J M, Kessler M R. Analysis of a Carbon Composite Overwrap Pipeline Repair System [J]. International Journal of Pressure Vessels and Piping, 2008, 85: 782-788.
- [8] Yu Ha Na, Seong Su Kim, In Uk Hwang, et al. Application of Natural Fiber Reinforced Composites to Trenchless Rehabilitation of Underground Pipes [J]. Composite Structures, 2008, 86: 285-290.
- [9] Houssam Toutanji, Sean Dempsey. Stress Modeling of Pipelines Strengthened with Advanced Composites Materials [J]. Thin-Walled Structures 2001, 39: 153-165.
- [10] Xiao Q Z, Hanasekar M D. Coupling of FE and EFG using Collocation Approach [J]. Advances in Engineering Software, 2002, 33(7-10):507-515.
- [11] 柳军, 严波, 赵莉, 等. 基于转换矩阵的 FEM/MLPG 耦合算法[J]. 计算力学学报, 2010, 27(4): 596-600.
- [12] 范天佑. 断裂理论基础[M]. 北京: 科学出版社, 2003.
- [13] 梁尚清, 黄其青. 无网格方法在断裂分析中的应用[D]. 西安: 西北工业大学硕士学位论文, 2005.
- [14] 丁遂栋, 孙利民. 断裂力学[M]. 北京: 机械工业出版社, 1997.

## Fracture Analysis for Pressure Pipe Wrapped with Carbon-Fiber Reinforced Composites

LIU Jun<sup>1</sup>, YAN Bo<sup>1</sup>, LU Yue-chuan<sup>2</sup>, SUN Yin-xue<sup>2</sup>,  
JIANG Nai-bing<sup>2</sup>, CHANG Xue-ping<sup>3</sup>

(1. Department of Engineering Mechanics, Chongqing University, 400044, China; 2. Science and Technology on Reactor System Design Technology Laboratory, Nuclear Power Institute of China, Chengdu, 610041, China; 3. Department of Engineering Mechanics, Southwest Petroleum University, Chengdu, 610500, China)

**Abstract:** A coupled FEM/EFG numerical method is introduced to calculate the stress intensity factors (SIF) along the crack front of a cracked pressure pipe line wrapped with carbon-fiber reinforced composite material (CFRC). Two types of crack shape, traverse through-wall crack and surface ellipse crack are considered respectively, based on which the effect of the CFRC sleeve length to the Stress Intensity Factors is numerically investigated. It shows that using the algorithm presented in this paper, the stress intensity factors of 3D component can be calculated effectively, and the SIF of the cracked pressure pipe line repaired with CFRC decrease obviously, compared to the original cracked pipe without any repair. Better repair efficiency is obtained with the increase of the sleeve length, but when the length is increased to a certain value, the length increasing of the sleeve contributes little to the decrease of the SIF, therefore to the repair efficiency.

**Key words:** FEM/EFG coupled method, Cracked pressure pipe, CFRC, Wind-up repair, Stress intensity factors

(下转第 115 页)

265.8℃, 略低于上充流的温度要求(266℃)。

(3) 上充泵的上充能力最大为 39.14 t/h, 主泵密封分配流量的变化对上充泵的设计影响不大, 但是会影响上充的运行点, 即正常功率运行上充泵的正常流量点。

#### 参考文献:

[1] 王志刚, 李丽娟, 李军, 等. 下泄调节阀开对下泄流

影响的数值分析[J]. 核动力工程, 2009, 30(6): 49-52.

[2] 苏森林, 杨辉玉, 王复生, 等. 900MW 压水堆核电站系统与设备[M]. 北京: 原子能出版社, 2005.

[3] 王志刚, 李军, 李丽娟, 等. 压水堆核电站化学和容积控制系统数值模拟[J]. 核工程研究与设计, 2009(2): 82-85.

## Analysis of Primary Coolant Pump Seal Water Distribution Influence to Chemical and Volume System Design

WANG Zhi-gang, LI Jun, LI Li-juan, LIU Jiang, WANG Xiao-jiang

(China Nuclear Power Engineering Co. Ltd., Beijing, 100840, China)

**Abstract:** The possible influences to Chemical and Volume Control System design caused by coolant pump seal water distribution are discussed. The essential reason is picked out in this paper. The temperature drop of charging flow at the regenerative heat exchanger outlet is calculated, and the feasible retrofits of the Chemical and Volume Control System are illustrated. The thermal hydraulic software Flowmaster 7.5 is employed to numerically investigate the possible capability of charging pump with different coolant pump seal requirements.

**Key words:** Primary coolant system, Reactor coolant pump, Charging pump, Seal, Chemical and volume control system

#### 作者简介:

王志刚(1980—), 男, 高级工程师。2007年毕业于清华大学热能工程专业, 获博士学位。现从事核电站系统设计工作。

李军(1977—), 男, 高级工程师。2008年毕业于清华大学工程物理系, 获硕士学位。现从事核电站系统设计工作。

李丽娟(1972—), 女, 高级工程师。1994年毕业于哈尔滨工程大学核工程专业, 获学士学位。现从事核电站系统设计工作。

(责任编辑: 刘 君)

(上接第 52 页)

#### 作者简介:

柳军(1980—), 男。2010年毕业于重庆大学工程力学专业, 获博士学位。现从事计算力学及其在工程中的应用研究工作。

严波(1965—), 男, 教授。1999年毕业于重庆大学工程力学专业, 获博士学位。现从事工程数值模拟工作。

卢岳川(1969—), 男, 高级工程师。1991年毕业于成都科技大学工程力学专业, 获学士学位。现从事反应堆结构力学分析工作。

(责任编辑: 马 蓉)