

LOCA 下具有表面裂纹的 反应堆压力容器承压热冲击分析

陆维, 何铮

(国家核电技术有限公司 北京研发中心, 北京 100190)

摘要:失水事故(LOCA)瞬态下,具有半椭圆形表面裂纹的反应堆压力容器(RPV)承压热冲击(PTS)问题被研究。采用有限元方法计算瞬态过程的热-应力响应;采用影响函数法计算应力强度因子,分别对母材和堆焊层内的应力进行分解,从而解决了由于堆焊层存在造成的应力拟合困难带来的计算偏差。编制了相应的断裂分析程序,对 LOCA 下 RPV 的结构完整性进行了分析。结果表明,在研究的 LOCA 下,整个瞬态过程中 RPV 应力强度因子均未超过材料断裂韧性,压力容器结构安全。本文研究为 RPV 在 PTS 下的结构完整性评估提供理论指导。

关键词:承压热冲击;表面裂纹;影响函数法;应力强度因子

中图分类号: TL38 **文献标志码:** A **文章编号:** 1000-6931(2017)08-1407-06

doi: 10.7538/yzk.2017.51.08.1407

PTS Analysis of RPV Structure with Surface Crack under LOCA

LU Wei, HE Zheng

(State Nuclear Power Technology R&D Center (Beijing), Beijing 100190, China)

Abstract: The pressurized thermal shock (PTS) analysis of a reactor pressure vessel (RPV) with a semi-elliptical surface crack was performed under loss of coolant accident (LOCA) transient. The finite element method (FEM) was adopted to calculate the thermal-stress responses. Stress-intensity factor (SIF) was calculated by influence function method. Stress distributions in the base material and bead welding layer were decomposed, so that the difficulty of stress fitting caused by existence of bead welding layer was conquered. A fracture analysis program was developed in present research to analyze the RPV integrity under LOCA. The results show that during the whole LOCA transient, SIF of RPV crack does not exceed fracture toughness, which means RPV structure is safe. The present research will provide a theoretical guidance for RPV integrity assessment under PTS.

Key words: pressurized thermal shock; surface crack; influence function method; stress-intensity factor

反应堆压力容器(RPV)作为压水堆核电站中最关键的安全屏障之一,长期运行在高温、高压和高辐照的工作条件下,需承受各类运行瞬态和事故工况载荷,其结构完整性对于反应堆结构安全至关重要^[1]。RPV的运行条件苛刻,在运行和制造过程中可能存在裂纹类缺陷;同时,RPV在运行过程中由于快中子辐照的影响可能会导致堆芯带区材料的脆化,其韧脆转变温度提高、上平台能量(USE)降低^[2-3]。因此,RPV防脆性断裂的结构完整性评价和安全裕度分析是其老化及寿期管理的最主要任务之一。1978年,美国加利福尼亚 Rancho Seco 核电厂发生的非失水事故表明,在某类过冷瞬态中,迅速降温可能伴随主系统的重新打压。此时,压力载荷与热载荷的组合效应会在 RPV 内壁产生较高的拉应力。而当核电厂运行至寿期末时,快中子辐照效应可能导致堆芯带区的断裂韧性下降。这样的事件称为承压热冲击(PTS)事件,可能会引起 RPV 的脆性断裂,威胁 RPV 的结构完整性^[4]。

20世纪70年代起,以断裂力学为核心的缺陷评定技术逐步被引入核电承压设备安全评定中,随着研究工作的不断深入和发展,逐步形成了以断裂力学为核心的含缺陷结构的完整性评定技术。针对正常运行工况,目前西方主要核电发达国家建立了较完整的核电承压设备结构完整性评定技术体系,如美国 ASME 规范的 XI 卷^[5],法国的 RSE-M 规范^[6]。对于 PTS 该特殊工况,美国核能管理委员会(NRC)组织研究机构与核电站运营使用方进行了大量的研究。此后 NRC 与联邦法规委员会相继制定了 R. G 1.154^[7]和 10CFRS. 6^[8]两部规范,为确保 PTS 事件下 RPV 的安全可靠性提出了相关要求。

应力强度因子计算是 PTS 分析的核心。由于堆焊层的存在,且 RPV 堆焊层与母材的热膨胀系数不同,使得在 PTS 事件的骤冷过程中母材与堆焊层界面处产生较大的应力差,因而使得沿压力容器壁厚方向产生了应力的不连续性,这种应力的不连续性给表面裂纹的应力强度因子计算带来困难。

本文采用影响函数法计算应力强度因子,

分别对母材和堆焊层内的应力进行分解,分别计算其影响函数,并最终计算应力强度因子。本文编制相应的断裂分析程序,对 PTS-LOCA(失水事故)下 RPV 的结构完整性进行评估,同时讨论裂纹深度的影响。

1 物理模型

由于堆芯带区所受的中子辐照最强,因此分析主要关注该区域。根据对称性,将问题简化为二维轴对称模型,如图 1 所示。图 1 中, R_i 为 RPV 内径, t_c 为堆焊层厚度, t_b 为基材壁厚。RPV 内壁受内压作用,同时受到事故瞬态下应急冷却水的热冲击作用。RPV 简化为二维轴对称模型,该模型可计算轴向和环向应力沿径向的分布以及瞬态下径向的温度分布。本文考虑 RPV 内壁的半椭圆形表面裂纹,裂纹深度为 a ,裂纹长度为 $2c$ 。

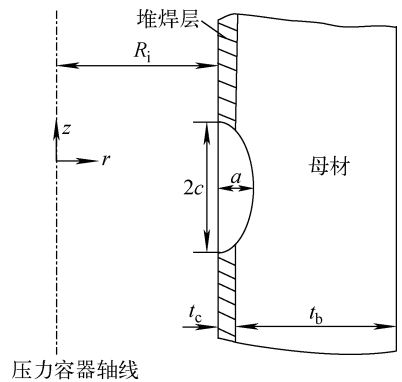


图 1 具有半椭圆形表面裂纹的 RPV 物理模型

Fig. 1 RPV physical model with semi-elliptical surface crack

2 热-应力计算

本文采用 ANSYS 建立了 RPV 堆芯带区的二维轴对称有限元模型进行热-应力分析,采用 PLANE55 单元进行热计算,采用 PLANE182 单元进行相应的结构计算。为了精细地考虑堆焊层与母材界面上的应力不连续性,在堆焊层厚度方向上共分 5 层网格,模型网格数为 2 000。为消除模型边界效应,二维轴对称 RPV 长度 L 应满足:

$$L \geq 2.5\sqrt{R_i(t_c + t_b)} \quad (1)$$

热分析时,RPV 外壁面为绝热边界条件,

内壁面为第3类边界条件,RPV内壁面在事故瞬态下的换热系数由试验或热工水力分析给出。正常运行工况状态作为RPV热-应力分析的初始条件,即认为初始状态下RPV无应力。热分析计算得到的RPV温度场随瞬态时间的变化和压力瞬态分别作为应力分析的输入条件,计算得到了RPV的瞬态应力分布。

3 应力强度因子计算

应力强度因子计算通常有两种方法,一种是利用有限元方法计算裂纹的J积分,然后计算裂纹的应力强度因子:

$$K_I = \sqrt{\frac{JE}{1-\nu^2}} \quad (2)$$

其中: K_I 为应力强度因子; E 为弹性模量; ν 为泊松比。

另一种计算应力强度因子的方法为影响函数法,即将应力进行多阶分解,分别计算各阶应力的影响系数,最终进行线性叠加。

沿裂纹深度上的应力进行三次多项式拟合:

$$\sigma = A_0 + A_1\left(\frac{x}{a}\right) + A_2\left(\frac{x}{a}\right)^2 + A_3\left(\frac{x}{a}\right)^3 \quad (3)$$

其中: σ 为沿裂纹深度上的应力; A_0 、 A_1 、 A_2 、 A_3 分别为各阶应力拟合系数; x 为距容器内表面的距离。

应力强度因子为:

$$K_I = \sqrt{\frac{\pi a}{Q}}(A_0 i_0 + A_1 i_1 a + A_2 i_2 a^2 + A_3 i_3 a^3) \quad (4)$$

其中: i_0 、 i_1 、 i_2 、 i_3 分为各阶应力相应的应力强度因子系数。

对于表面裂纹,由于堆焊层的存在,堆焊层

材料与母材的膨胀系数不同,在堆焊层与母材界面上存在应力的不连续性,因此上述的应力拟合存在困难。应力分解如图2所示。图2等号左侧为沿壁厚方向的应力分布,在界面位置处存在应力不连续,直接采用多项式拟合该分布曲线会导致拟合的应力分布与实际有较大偏差,从而导致应力强度因子计算的偏差。本文采用Keeney的影响函数方法^[9]计算应力强度因子,如图2等号右侧两图所示,先将沿壁厚方向的应力进行分解,分解为沿全部壁厚方向的连续应力分布与仅在堆焊层内的连续应力分布。

对RPV沿壁厚上的应力分布进行分解:

$$\sigma = \sigma_b + \sigma_c \quad (5)$$

其中, σ_b 为由母材上的应力进行三阶多项式拟合的应力分布:

$$\sigma_b = C_0 + C_1(x/a) + C_2(x/a)^2 + C_3(x/a)^3 \quad (6)$$

其中, C_0 、 C_1 、 C_2 、 C_3 为应力多项式拟合系数。

σ_c 为由堆焊层内的应力减去由母材上应力分布拟合后外推至堆焊层内的应力,即:

$$\sigma_c = \sigma - \sigma_b = \sigma - (C_0 + C_1(x/a) + C_2(x/a)^2 + C_3(x/a)^3) \quad x \leq t_c \quad (7)$$

对应力差 σ_c 进行一阶多项式拟合:

$$\sigma_c = D_0 + D_1(x/a) \quad x \leq t_c \quad (8)$$

其中, D_0 、 D_1 为相应的应力拟合系数。

表面裂纹的应力强度因子由下式计算:

$$K_I(a) = K_I^b(a) + K_I^c(a) \quad (9)$$

$$K_I^b(a) = \sum_{i=0}^3 (K_i^b(a) C_i \sqrt{\pi a}) \quad (10)$$

$$K_I^c(a) = \sum_{i=0}^1 (K_i^c(a) D_i \sqrt{\pi a}) \quad (11)$$

其中: $K_I^b(a)$ 为由母材上的应力分布 σ_b 引起的应力强度因子; $K_I^c(a)$ 为式(6)中系数 C_i ($i=0\sim 3$)对应的应力分布单独加载的应力强度因

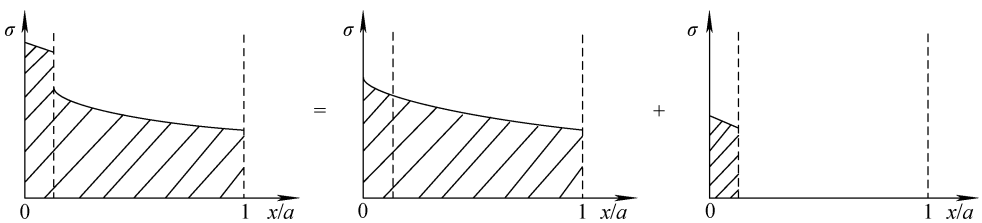


图2 应力分解

Fig. 2 Stress decomposition

子; $K_i^s(a)$ 为式(8)中系数 $D_i (i=0,1)$ 对应的应力分布单独加载的应力强度因子。文献[8]给出了影响系数 $K_i^b(a)$ 、 $K_i^s(a)$ 的查询表格。

4 断裂韧性计算

断裂韧性可采用不同的计算模型进行计算,如 ASME 方法^[5]、FAVOR 模型、Master Curve 方法。根据 ASME 方法给出了断裂韧性的计算下限:

$$K_{IC} = 36.5 + 22.783 \exp(0.036(T - RT_{NDT}))$$

$$K_{IC} \leq 220 \text{ MPa} \cdot \sqrt{\text{m}} \quad (12)$$

其中: T 为裂纹尖端温度; RT_{NDT} 为韧脆转变温度。韧脆转变温度为:

$$RT_{NDT} = RT_{NDT0} + \Delta RT_{NDT} + \text{Margin} \quad (13)$$

其中: RT_{NDT0} 为初始韧脆转变温度; ΔRT_{NDT} 为

韧脆转变温度增量; Margin 为安全裕量。 RT_{NDT0} 由落锤试验和夏氏冲击试验共同确定。

韧脆转变温度增量与 Cu、Ni、P 的含量有关,同时与裂尖中子注量率有关。根据 NRC 的 RG 1.99 Rev 2^[10] 有:

$$\Delta RT_{NDT} = [CF] f^{0.28-0.11g f} \quad (14)$$

其中: $[CF]$ 为化学成分系数; f 为中子通量。

5 材料特性与计算瞬态

堆芯带区材料为 SA508 Cl3 钢,堆焊层材料为奥氏体不锈钢。本文计算的压力容器内径为 1 994 mm,压力容器壁厚为 200 mm,堆焊层厚度为 6 mm。假定裂纹为半椭圆形表面裂纹,裂纹形状比 $a/c = 1/3$,裂纹深度比 $a/t = 0.05$ 。母材与堆焊层材料的参数列于表 1。

表 1 材料参数

Table 1 Material parameter

材料	温度/ ℃	杨氏模量/ GPa	泊松比	热导率/ ($\text{W} \cdot \text{m}^{-1} \cdot \text{℃}^{-1}$)	10^6 热扩散系数/ ($\text{m}^2 \cdot \text{s}^{-1}$)	10^{-3} 密度/ ($\text{kg} \cdot \text{m}^{-3}$)	10^6 热膨胀 系数/ $^{\circ}\text{C}^{-1}$
母材	20	204	0.3	54.6	14.7	7.6	10.9
	300	185		45.8	10.6		12.9
堆焊层	20	197	0.3	14.7	4.1	7.6	16.4
	300	176.5		18.6	4.3		17.7

当 LOCA 发生时,电厂可处于满功率运行状态,应急堆芯冷却(ECC)系统的启动导致 PTS 事件。本文分析的参考 LOCA 瞬态压力、温度过程如图 3 所示^[11]。

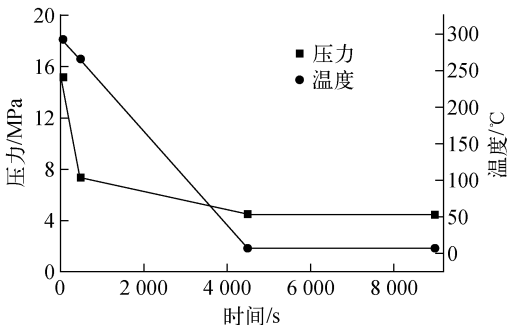


图 3 LOCA 瞬态的温度、压力变化

Fig. 3 Temperature and pressure variations of LOCA transient

6 计算结果分析

6.1 瞬态过程的温度与应力分布

计算获得了 LOCA 瞬态过程中沿压力容器壁厚方向的温度场与应力场分布,如图 4 所示。由图 4a 可看出,压力容器沿壁厚方向随着瞬态冷却过程,其温度差先逐渐增大,随着瞬态时间的延长,最终又逐渐趋于一致。

由图 4b 可看出,在瞬态过程中,由于母材和堆焊层材料的热膨胀系数差别,在堆焊层与母材界面位置存在明显的应力不连续;堆焊层与母材之间的应力差,随瞬态开始温度差的增加而逐渐增大,而后随温度差减小又逐渐减小。最大环向应力随瞬态过程先增大至 600 MPa,后逐渐减小。

6.2 断裂分析

图 5 示出由本文计算得到的 LOCA 瞬态下的裂纹最深点和界面位置的应力强度因子随

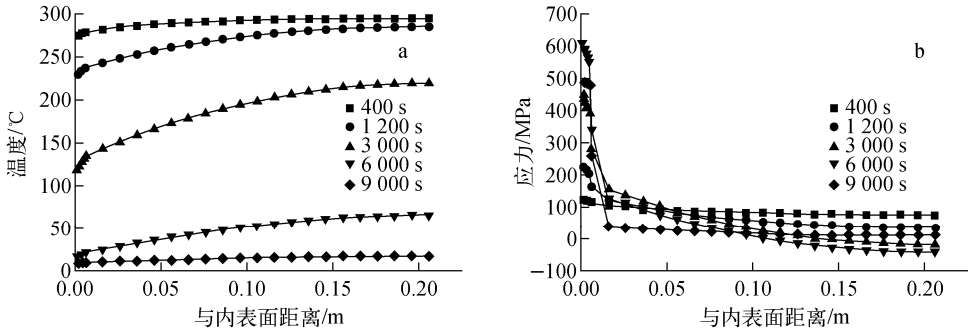


图4 瞬态过程中温度(a)和应力(b)的分布

Fig. 4 Temperature (a) and stress (b) distributions during transient

瞬态过程的变化。由图5可看出,随着瞬态过程的进行,裂纹应力强度因子在4600s附近达到最大值,为 $67.7 \text{ MPa} \cdot \sqrt{\text{m}}$ 。在瞬态开始时裂纹前缘最深点应力强度因子大于界面位置应力强度因子,而瞬态结束时界面位置的应力强度因子较最深点大。

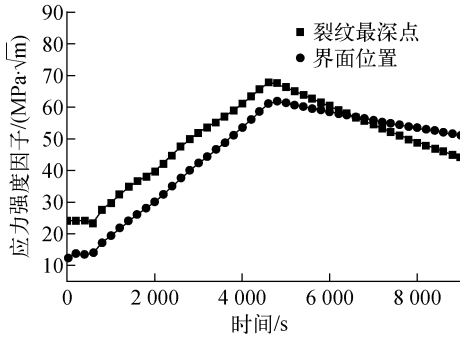


图5 应力强度因子随瞬态过程的变化

Fig. 5 SIF variation with transient

图6示出应力强度因子随裂尖温度的变化,并与材料的断裂韧性进行了对比。可看出,在整个瞬态过程中裂纹的最大应力强度因子均未超过材料的断裂韧性。在裂尖温度降至 20°C 时材料断裂韧性与最大应力强度因子差最小,此时裂纹最为危险。

针对本文研究的LOCA工况,采用ASME方法对应力强度因子进行计算,并与本文的计算结果进行比较。ASME方法采用影响函数法,但在壁厚方向的应力拟合时未考虑应力的不连续性。图7示出ASME方法与本文方法应力强度因子计算结果的对比。由图7可看

出:ASME方法在最深点位置的应力强度因子较本文的计算结果略大;但ASME方法计算得到的界面位置的应力强度因子为 $73.9 \text{ MPa} \cdot \sqrt{\text{m}}$,较本文方法计算结果大19%。这是由于ASME方法采用的应力拟合未考虑堆焊层带来的应力不连续性,因此在界面位置处会显著高估其应力强度因子。

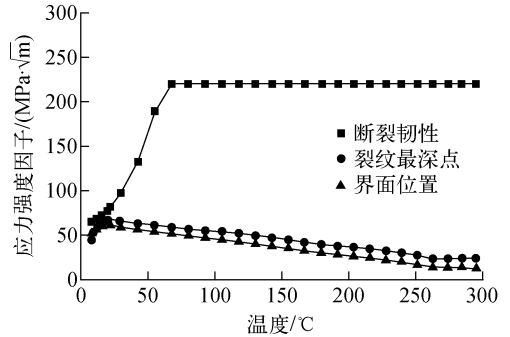


图6 应力强度因子随裂尖温度的变化

Fig. 6 SIF vs. crack tip temperature

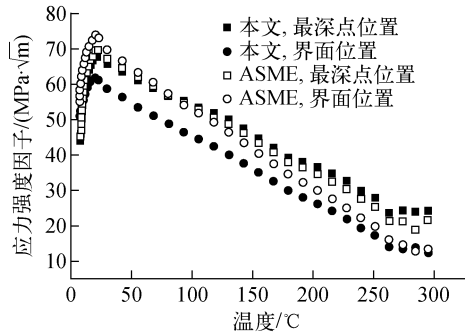


图7 应力强度因子计算结果比较

Fig. 7 Calculation result comparison of SIF

7 结论

本文采用应力分解的权函数方法对承压热冲击下具有表面裂纹的反应堆压力容器结构完整性进行了分析。针对堆芯带区进行建模,采用二维轴对称有限元模型进行瞬态热-应力分析。利用本文方法对半椭圆形表面裂纹在LOCA下的结构安全性进行了评定,计算结果表明,压力容器沿壁厚方向随着瞬态冷却过程,其温度差先逐渐增大,随着瞬态时间的延长,最终又逐渐趋于一致;由于母材和堆焊层材料的热膨胀系数差别,在堆焊层与母材界面位置存在明显的应力不连续;裂纹应力强度因子在4 600 s附近达到最大值,为 $67.7 \text{ MPa} \cdot \sqrt{\text{m}}$;整个瞬态过程中裂纹的最大应力强度因子均未超过材料的断裂韧性;ASME方法计算得到的界面位置的应力强度因子较本文方法计算结果大19%。本文方法为进一步的裂纹参数分析及概率断裂分析提供了基础。

参考文献:

- [1] 孙海涛. 压水堆核电站反应堆压力容器辐照脆化评价与监督[J]. 核安全, 2010, 1(3): 17-21.
SUN Haitao. Surveillance and irradiation assessment of reactor pressure vessel materials of LWR [J]. Nuclear Safety, 2010, 1(3): 17-21 (in Chinese).
- [2] QIAN Guian, NIFFENEGGER M. Procedures methods and computer codes for probabilistic assessment of reactor pressure vessels subjected to pressurized thermal shocks[J]. Nuclear Engineering and Design, 2013, 258: 35-50.
- [3] 濮继龙. 美国核反应堆压力容器热冲击分析概况[J]. 核动力工程, 1984, 5(2): 28-35.
PU Jilong. Progress of RPV pressurized thermal shock research in USA[J]. Nuclear Power Engineering, 1984, 5(2): 28-35 (in Chinese).
- [4] 贺寅彪, 曲家棣, 窦一康. 反应堆压力容器承压热冲击分析[J]. 压力容器, 2004, 21(10): 5-9.
HE Yinbiao, QU Jiadi, DOU Yikang. Pressurized thermal shock analysis for reactor pressure vessel[J]. Pressure Vessel Technology, 2004, 21(10): 5-9 (in Chinese).
- [5] ASME. Boiler and pressure vessel code; Section XI: Rules for in-service inspection of nuclear power plant components[R]. New York: ASME, 2007.
- [6] RSEM: Inspection rules for mechanical components of PWR nuclear island[M]. 2nd edition. Paris: AFCEN, 1997.
- [7] Regulatory guide 1.154 Format and content of plant-specific pressurized thermal shock safety analysis reports for pressurized water reactor [S]. US: NRC, 1987.
- [8] U. S. code of federal regulations: Title 10; Part 50; Section 50.61; Fracture toughness requirements for protection against pressurized thermal shock[R]. US: [s. n.], 1992.
- [9] KEENEY J A, BRYSON J W. Stress-intensity-factor influence coefficients for semielliptical inner-surface flaws in clad pressure vessels[R]. USA: ASTM, 1995.
- [10] NRC. Regulatory guide; No. 1.99; Revision 2; Radiation embrittlement of reactor vessel materials [R]. US: NRC, 1988.
- [11] CHEN Mingya, LU Feng, WANG Rongshan, et al. The deterministic structural integrity assessment of reactor pressure vessels under pressurized thermal shock loading [J]. Nuclear Engineering and Design, 2015, 288: 130-140.