

DOI:10.3969/j.issn.1001-4551.2020.03.006

热交换管内壁子午面半椭圆裂纹 应力强度因子数值计算*

李东方¹, 杨海波², 毛朝晖³, 张成龙⁴

(1. 衢州职业技术学院 机电工程学院, 浙江 衢州 324000; 2. 北京科技大学 机械工程学院, 北京 100083;
3. 中国一重集团大连工程技术有限公司 核电装备技术部, 辽宁 大连 116600;
4. 浙江逊龙机器人科技有限公司, 浙江 金华 321000)

摘要:针对热交换管内壁存在的应力腐蚀开裂的强度问题,对内壁子午面半椭圆裂纹应力强度因子 K_I 求解模型进行了研究。使用了机加工的方法制作裂纹模型,并利用了光弹法测定 K_I ,进行了数值求解模型可靠性验证;对热交换管内壁子午面半椭圆裂纹在复杂载荷、不同裂纹深度 a (1 mm、1.25 mm、1.5 mm 及 1.75 mm)和不同裂纹形状比 a/b (0.1、0.2、0.3...0.8 及 0.9)下的 K_I 分布与扩展规律进行了归纳,提出了一些热交换管的疲劳寿命设计、可靠性分析或工况监测建议。研究表明:内壁所受压力 P_i 决定了 K_I 分布值大小,内外壁温度差 ΔT 对 K_I 分布影响也相对较大;将数值解和实验解、文献解进行了对比,其结果相互吻合较好。

关键词:应力强度因子;内壁子午面半椭圆裂纹;应力腐蚀开裂;热交换管;数值计算

中图分类号:TH123.3;TK172.4

文献标识码:A

文章编号:1001-4551(2020)03-0253-06

Numerical calculation of the stress intensity factor of heat exchange tube inner surface meridian plane containing semi-elliptical crack

LI Dong-fang¹, YANG Hai-bo², MAO Zhao-hui³, ZHANG Cheng-long⁴

(1. School of Mechanical and Electrical Engineering, Quzhou College of Technology, Quzhou 324000, China;
2. School of Mechanical Engineering, University of Science and Technology Beijing, Beijing 100083, China;
3. Technique Department of Nuclear Power Equipment, China First Heavy Industries Dalian Engineering Technology Co., Ltd., Dalian 116600, China; 4. Zhejiang Sunlong Robot Technology Co., Ltd., Jinhua 321000, China)

Abstract: Aiming at the strength of stress corrosion cracking on the inner wall of heat exchange tube, the K_I model for stress intensity factor of inner surface meridian plane containing semi-elliptical crack was studied. The crack model was prepared by mechanical process which got the K_I determined by photo elastic method. The reliability verification of the numerical solution model was carried out. Additionally, the law of distribution and expansion of K_I values was summarized under complex loads, different crack depths, a , (i. e. 1 mm, 1.25 mm, 1.5 mm and 1.75 mm) and different crack shape ratios, a/b , (i. e. 0.1, 0.2, 0.3...0.8 and 0.9). Some suggestions on reliability analysis of fatigue life design, working condition monitoring of heat exchange tube were put forward. The results indicate that the pressure, P_i , on the inner wall determines the K_I distribution, in addition, the temperature difference between inner wall and outer wall, ΔT , is also relatively large influence on the K_I distribution. Meanwhile, some numerical calculation values are compared with the experimental values and manual calculation values which shows that the values fit preferably.

Key words: stress intensity factor; inner surface meridian plane semi-elliptical crack; stress corrosion crack(SCC); heat exchange tube; numerical calculation

收稿日期:2019-09-29

基金项目:国家重大科学仪器设备开发专项项目(2011YQ14014505);重大专项示范工程福清1(2)号核反应堆压力容器项目(H123414(15)45);浙江省衢州市科技局计划项目(2017G13)

作者简介:李东方(1986-),男,河南新蔡人,硕士,讲师,主要从事机械设计与优化、机械强度、工程材料性能方面的研究。E-mail:ldf_keer@163.com

0 引 言

承受高温高压等复杂载荷下的核电站一回路的镍基合金或奥氏体不锈钢构件,其应力腐蚀开裂是影响核电安全的重要因素之一^[1-4]。要对这类薄壁圆筒构件进行疲劳寿命预判或可靠性分析,就需研究其裂纹扩展情况,因而,开展其应力腐蚀机理研究具有重要意义。

应力强度因子(K)是反映裂纹尖端弹性应力场强弱的物理量之一。目前,国内外学者对 K 值的求解进行了大量的研究。黄土振等^[5]用边界元法计算了厚壁圆筒内壁轴向表面浅裂纹受内压的应力强度因子,比较了形状相同而深度不同以及同一深度的不同形状裂纹的解,及表面裂纹与贯穿裂纹的解;白杨^[6]用有限元法对带有环向内裂纹的薄壁钢管结构进行了断裂力学计算分析;鲁丽君等^[7]利用 ANSYS 有限元软进行实体建模法,建立了孔边角裂纹和三维穿透裂纹的模型;徐呈祥等^[8]采用 ANSYS 有限元软件建立了受内压作用的压力管道,及其表面具有不同周向夹角斜裂纹的三维模型,并对裂纹尖端的应力强度因子进行了有限元计算及分析;张丽屏等^[9]采用含真实裂纹的三维有限元法,研究了温度与压力作用下应力强度因子;Hongjun Yu 等^[10]提出了一种用于提取具有复杂界面的正交各向异性材料的应力强度因子的建模方法,并结合扩展有限元法和 DII 积分法,研究了板中的直裂纹和复合材料中的弯曲裂纹应力强度因子分布情况;Pavol Dlhý 等^[11]对注射成型聚合物部件由于材料收缩而产生的裂纹进行了研究,建立了求解应力强度因子的有限元模型,获得了不同裂纹长度中心裂纹的应力强度因子;Matías Braun 等^[12]采用格点法和线性弹性本构模型,进行了裂纹扩展速度对应力强度因子的影响的研究。但是这些方法非常复杂,计算量大,而且模型建立时还需要使用多个不易获得的参数。综合来看,目前,热-机耦合的复杂载荷下的内壁子午面含半

椭圆裂纹的研究文献较少。

本文将基于断裂力学理论,采用有限元法,对 I 型裂纹的应力强度因子分布及影响因素进行分析与研究,研究结果可为热交换管管道安全评估提供理论和数据依据。

1 三维有限元模型建立

笔者的研究对象为核电站热交换管内壁子午面上的 I 型半椭圆裂纹,该裂纹所在位置及相关参数示意图如图 1 所示。

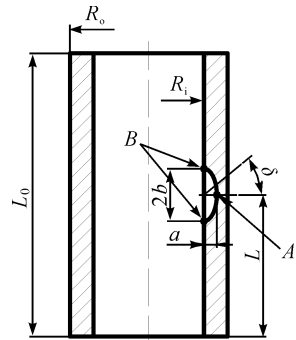


图 1 裂纹所在位置及相关参数示意图

A - 裂纹尖端最深点; B - 裂纹尖端表面点; a - 椭圆裂纹短半轴长度; b - 椭圆裂纹长半轴长度; δ - 裂纹前沿离散点相对于短轴间夹角,即裂纹尖端角度; R_o - 热交换管外径,为 25 mm; R_i - 热交换管内径,为 22 mm; L_0 - 热交换管总长度,取为 290 mm; L - 裂纹面中心距管底部的长度,取为 145 mm

1.1 应力强度因子 K_I 外推法理论

在断裂力学中,将裂纹分为 I 型(张开型)、II 型(滑开型)和 III 型(撕开型)3 种。在极坐标下,当裂纹尖端半径 $r \rightarrow 0$ 的应力场、应变场和位移场都称作近场^[13],即裂纹尖端附近存在应力集中。目前,常用 Irwin 理论来确定裂纹尖端的应力强度因子。

在线弹性断裂力学中,当受到 I、II 或 III 型中的一种或以上载荷作用,裂纹尖端附近的应力场和位移场用下式来表达,即:

$$\left\{ \begin{array}{l} \sigma_x = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} \cos \frac{\theta}{2} \left(1 - \sin \frac{\theta}{2} \sin \frac{3\theta}{2} \right) + \frac{K_{II}}{\sqrt{2\pi r}} \sin \frac{\theta}{2} \left(2 + \cos \frac{\theta}{2} \cos \frac{3\theta}{2} \right); \\ \sigma_y = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} \cos \frac{\theta}{2} \left(1 + \sin \frac{\theta}{2} \sin \frac{3\theta}{2} \right) + \frac{K_{II}}{\sqrt{2\pi r}} \sin \frac{\theta}{2} \cos \frac{\theta}{2} \cos \frac{3\theta}{2}; \\ \tau_{xy} = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} \cos \frac{\theta}{2} \cos \frac{\theta}{2} \sin \frac{\theta}{2} \cos \frac{3\theta}{2} + \frac{K_{II}}{\sqrt{2\pi r}} \cos \frac{\theta}{2} \left(1 - \sin \frac{\theta}{2} \sin \frac{3\theta}{2} \right); \end{array} \right. \quad \left\{ \begin{array}{l} \tau_{zy} = \frac{K_{III}}{\sqrt{2\pi r}} \cos \frac{\theta}{2} \\ \tau_{zx} = \frac{K_{III}}{\sqrt{2\pi r}} \sin \frac{\theta}{2} \\ \sigma_z = \begin{cases} 0 & \text{平面应力} \\ \mu(\sigma_x + \sigma_y) & \text{平面应变} \end{cases} \end{array} \right. \quad (1)$$

$$\begin{cases} u = \frac{2}{E'} \sqrt{\frac{r}{2\pi}} \left\{ K_I \cos \frac{\theta}{2} \left[(1 - \mu') + (1 + \mu') \sin^2 \frac{\theta}{2} \right] + K_{II} \sin \frac{\theta}{2} \left[(1 + \mu') \cos^2 \frac{\theta}{2} + 2 \right] \right\} \\ v = \frac{2}{E'} \sqrt{\frac{r}{2\pi}} \left\{ K_I \sin \frac{\theta}{2} \left[(1 - \mu') + (1 + \mu') \sin^2 \frac{\theta}{2} \right] + K_{II} \cos \frac{\theta}{2} \left[(1 + \mu') \sin^2 \frac{\theta}{2} - (1 - \mu') \right] \right\} \\ w = \frac{2K_{III}}{\mu'} \sqrt{\frac{r}{2\pi}} \sin \frac{\theta}{2} \end{cases} \quad (2)$$

式中: E', μ' —材料当量弹性模量和泊松比; E, μ —材料弹性模量和泊松比; x —裂纹正前方方向; y —裂纹面法线方向; z —裂纹前沿曲线上某点的切线方向; r, θ —裂纹尖端极坐标下的极径和极角; K_I, K_{II}, K_{III} —I, II 和 III 型应力强度因子; $\sigma_x, \sigma_y, \sigma_z, \tau_{xy}, \tau_{yz}, \tau_{zx}$ —裂纹尖端应力场的 6 个分量。

当为平面应力状态问题时, $E' = E, \mu' = \mu$; 当为平面应变问题时, $E' = E/(1 - \mu^2), \mu' = \mu/(1 - \mu)$ 。对平面应变问题, 取裂纹前沿位移场表达式的泰勒展开式的奇异项, 则 I 型应力强度因子 K_I 为:

$$K_I = \frac{E}{4(1 - \mu^2)} \sqrt{\frac{2\pi}{r}} u_y(r, \pi) \quad (3)$$

式中: $u_y(r, \pi)$ —已知裂纹表面上某一点垂直于裂纹平面的位移。

1.2 裂纹求解有限元模型建立

基于前节的应力强度因子外推法理论, 笔者在 ANSYS 软件中编写宏命令, 用来求解(3) 式, 即可求得某一点裂纹尖端 K_I 值。实际工作中, 热交换管承受着复杂载荷, 轴向拉伸载荷, T_a , 内外壁承受压力, P_i 与 P_o , 内外壁温度, H_i 与 H_o 。有限元模型边界条件为底端固定约束。

笔者采用参数化语言^[14] 直接建立裂纹三维模型^[15], 奇异裂纹前缘单元最终是通过宏命令赋值语句对 SOLID45 (或 70) 8 - NODE 单元进行添加、移动节点, 而形成 1/4 SOLID95 (或 90) 20 - NODE 等参奇单元, 最终建立得到了三维裂纹有限元模型及裂纹前沿图, 如图 2 所示。

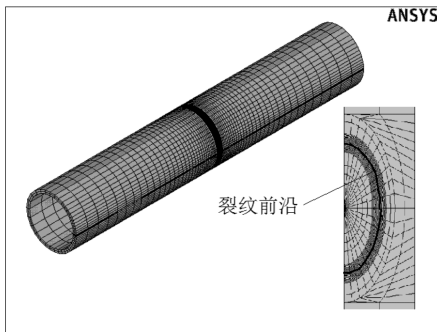


图2 三维裂纹有限元模型及裂纹前沿图

图2中, 模型材料为 00Cr17Ni14Mo2^[16]。00Cr17Ni14Mo2 材料特性参数如表 1 所示。

表 1 00Cr17Ni14Mo2 材料特性参数

弹性模量	泊松	密度 $\rho/$	线膨胀系数 α	热导率 $\lambda/$
E/GPa	比 μ	$\text{kg} \cdot \text{mm}^{-6}$	$/\text{mm} \cdot (\text{mm} \cdot ^\circ\text{C})^{-1}$	$\text{W} \cdot (\text{m} \cdot ^\circ\text{C})^{-1}$
199	0.28	7.85×10	1.75×10^{-5}	18.4

2 实验验证和结果分析

2.1 内壁子午面半椭圆裂纹实验验证

为了验证有限元模型合理性, 一方面要对相关建模参数进行调试, 另一方面通过实验进行验证。

2.1.1 裂纹尖端建模尺寸 r 对 K_I 影响

为分析裂纹尖端建模尺寸 r 对 K_I 值的影响, 笔者列出 K_{IA} 和 K_{IB} 及其对应的相对误差。

裂纹尖端建模尺寸 r 对 K_I 影响如表 2 所示。

表 2 裂纹尖端建模尺寸 r 对 K_I 影响

序号	r/mm	$K_{IA}/\text{MPa} \cdot$	相对误差	$K_{IB}/\text{MPa} \cdot$	相对误差
		$\text{mm}^{0.5}$	$\%$	$\text{mm}^{0.5}$	$\%$
1	0.001	38.411		27.461	
2	0.005	47.972	24.89	38.875	41.56
3	0.010	50.248	4.74	41.557	6.90
4	0.015	51.289	2.07	42.630	2.58
5	0.020	51.902	1.20	43.223	1.39
6	0.025	52.309	0.78	43.610	0.89
7	0.030	52.604	0.56	43.889	0.64
8	0.035	52.832	0.43	44.108	0.50

当 r 分别为 0.025 mm、0.030 mm 以及 0.035 mm 时, K_{IA} 和 K_{IB} 值稳定在某一数值。如, 对应的 K_{IA} 分别为 52.309 $\text{MPa} \cdot \text{mm}^{0.5}$ 、52.604 $\text{MPa} \cdot \text{mm}^{0.5}$ 与 52.832 $\text{MPa} \cdot \text{mm}^{0.5}$, 其相对误差在 1% 之内。因此, r 可选范围 0.025 mm ~ 0.035 mm, 能够保证模型稳定性。

2.1.2 K_I 数值解与实验解、文献解的对比

参照文献[17] 中的光弹性法的实验方法, 以及文献[18] 中的裂纹求解结果, 笔者进行实验验证和分析。取内壁半径 R_i 为 60 mm, 外壁半径 R_o 为 125 mm, 裂纹深度 a 为 3.25 mm, 裂纹形状比 a/b 为 0.15, 内壁及裂纹面上同时承受 1 MPa 压力的验证模型, 采用机加工方法在试件上制作出裂纹, 把管试件两端进行封装, 然后施加上述载荷, 利用光弹法测得 K_I 值, 将 K_I 数值解与实验解、文献解进行对比。

将数据进行处理, 可得: K_{IA} 数值解与实验解、文献解分别为 4.640 $\text{MPa} \cdot \text{mm}^{0.5}$ 、4.935 $\text{MPa} \cdot \text{mm}^{0.5}$ 与

4.667 MPa · mm^{0.5}; K_{IB} 数值解与实验解、文献解分别为 7.321 MPa · mm^{0.5}、8.023 MPa · mm^{0.5}、7.961 MPa · mm^{0.5}。则 A 点与 B 点的 K_I 有限元解相对于实验解和文献解的相对误差分别为: - 5.98%、- 0.58% 和 - 6.87%、- 8.84%。结果表明:有限元解与文献解的相对误差在均不超过 - 8.84%,能满足工程实际需要,上述误差是可以接受的。因而,所建模型是合理的。

2.2 裂纹尺寸与形状对裂纹尖端 K_I 分布规律影响

本研究对裂纹深度 a 分别为 1 mm、1.25 mm、1.5 mm 与 1.75 mm,裂纹形状比 a/b 分别为 0.1、0.2、0.3 … 0.8 和 0.9 的 36 种基本模型计算结果进行分析与讨论。

2.2.1 裂纹形状比 a/b 对裂纹尖端 K_I 分布规律影响

裂纹形状比 a/b 对裂纹尖端 K_I 分布规律影响如图 3 所示。

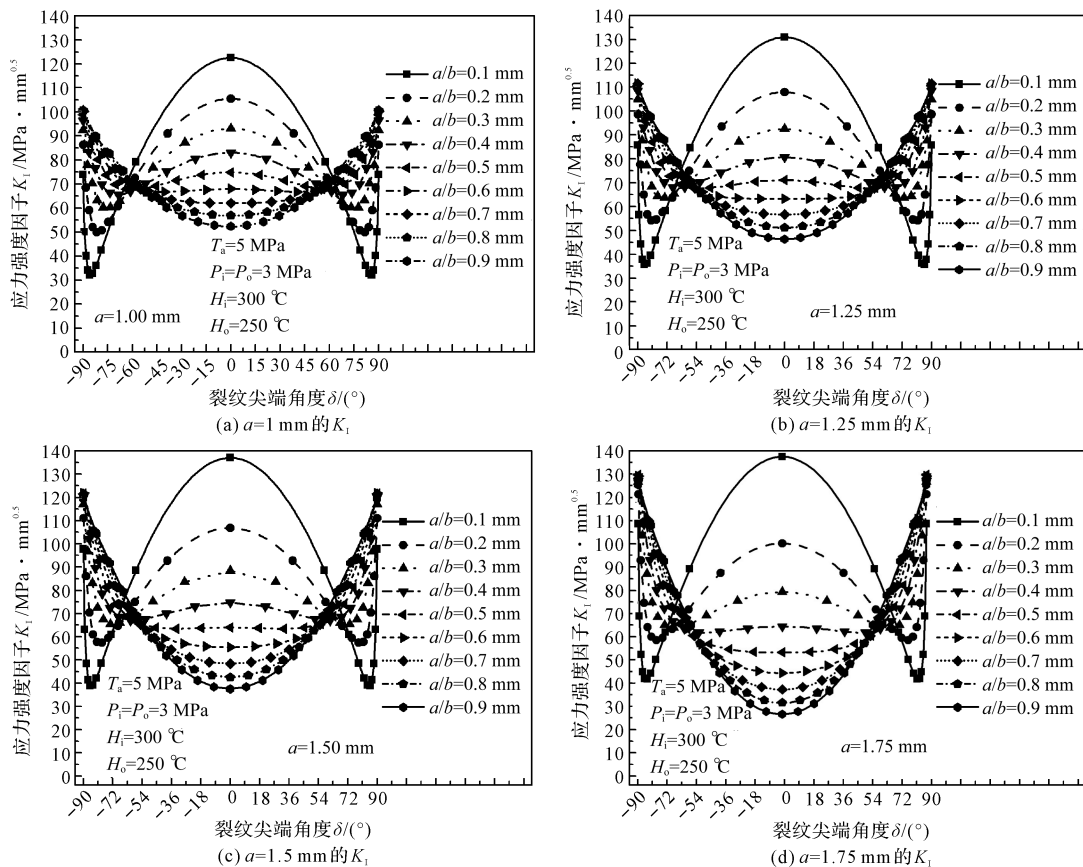


图 3 裂纹形状比 a/b 对裂纹尖端 K_I 分布规律影响

分析图 3(a), 在相同 a 条件下, 随着裂纹的扩展, 当 a/b 较小时, K_I 值从 B 点到 A 点呈现先逐渐减小而后又增大到某一极值的变化趋势, 且在裂纹尖端 A 点达到最大值, 总体上, 呈“W”形分布, K_I 值在 δ 约为 $\pm 60^\circ$ 处出现明显转折; 随着 a/b 逐渐变大, 这种趋势越发不明显, K_I 值从 B 点到 A 点逐渐减小到某一最小值(A 点), 而在 B 点到达最大值, 总体上, 呈“U”形分布; 当 a/b 分别为 0.6、0.7、0.8 和 0.9 的 K_{IB} 值分别为 100.080 MPa · mm^{0.5}、100.624 MPa · mm^{0.5}、100.612 MPa · mm^{0.5} 和 100.198 MPa · mm^{0.5}。 K_I 分布曲线出现转折, 说明 K_I 值沿裂纹尖端 B 点到 A 点变化过程中, 最小值 K_{Imin} 有可能出现在 A 点或是 B 点, 还有可能出现在 A 点到 B 点的某个位置。

状按照从扁圆扩展到近似圆, 即 a/b 从 0.1 到 0.9 的变化过程中, a 越大, K_{IB} 值越小, 在 a/b 较小时出现稳定的分布值。如: a 为 1.25 mm, a/b 分别为 0.5、0.6、0.7、0.8 和 0.9 的 K_{IB} 值分别为 110.514 MPa · mm^{0.5}、111.369 MPa · mm^{0.5}、111.475 MPa · mm^{0.5}、111.077 MPa · mm^{0.5} 和 110.337 MPa · mm^{0.5}; 而 a 为 1.5 mm, a/b 分别为 0.4、0.5、0.6、0.7、0.8 和 0.9 的 K_{IB} 值分别为 120.215 MPa · mm^{0.5}、121.616 MPa · mm^{0.5}、121.881 MPa · mm^{0.5}、121.441 MPa · mm^{0.5}、120.563 MPa · mm^{0.5} 与 119.416 MPa · mm^{0.5}; 当 a 为 1.75 mm, a/b 分别为 0.3、0.4、0.5、0.6、0.7、0.8 和 0.9 的 K_{IB} 值分别为 128.928 MPa · mm^{0.5}、131.423 MPa · mm^{0.5}、132.092 MPa · mm^{0.5}、131.663 MPa · mm^{0.5}、130.601 MPa · mm^{0.5}、129.189 MPa · mm^{0.5} 与 127.591 MPa · mm^{0.5}。

分析图 3(b ~ d), 有上述相似结论。此外, 在裂纹形

2.2.2 裂纹深度 a 对裂纹尖端 K_I 分布规律影响

裂纹深度 a 对裂纹尖端 K_I 分布规律影响如图 4

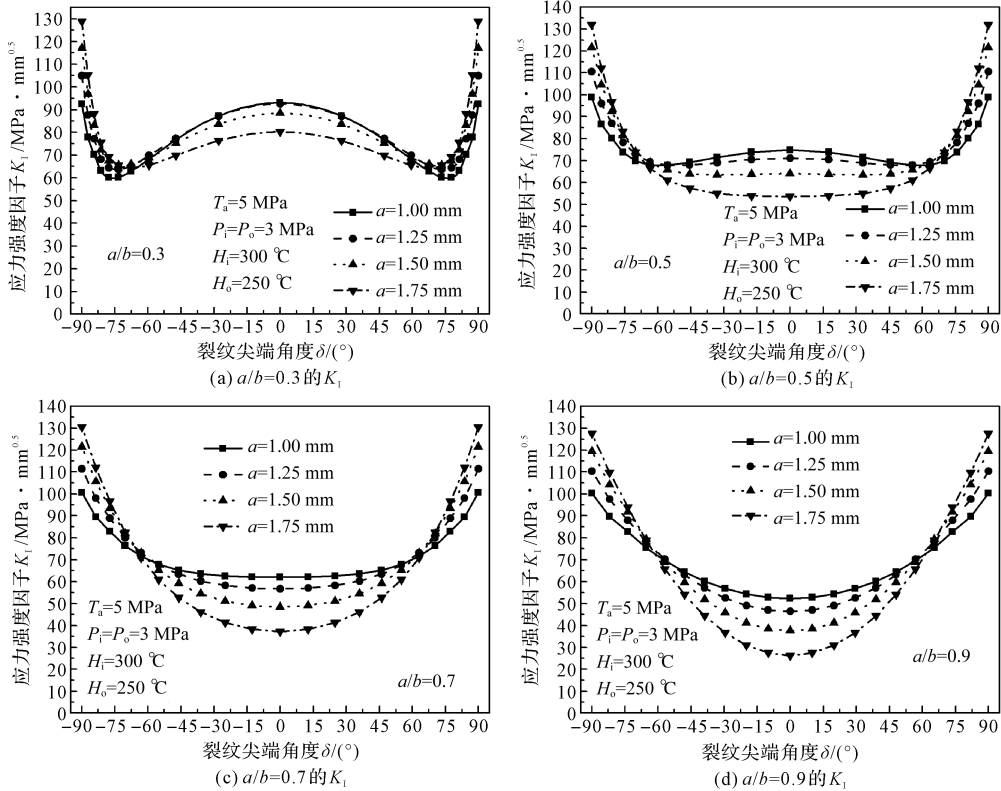


图 4 裂纹深度 a 对裂纹尖端 K_I 分布规律影响

在 a/b 较小时,相同 a/b 条件下,随着 a 增大, K_I 分布趋近于圆滑, K_{Ia} 值逐渐减小,在 δ 约为 $\pm 60^\circ$ 处,不同 a 的 K_I 值大致相等;当 a/b 较大时, K_{Imin} 出现在 A 点; K_{Ia} 值随着 a 增加而急剧减小。当 a/b 趋近于 1 时,即裂纹形状趋近于圆形时, K_I 分布曲线也越接近椭圆形。

2.3 不同复杂载荷对裂纹尖端 K_I 分布规律的影响

不同复杂载荷的组成如表 3 所示。

表 3 不同复杂载荷的组成

编号	载荷组成及其大小				
	轴向拉伸载荷 T_a /MPa	内壁压力 P_i /MPa	外壁压力 P_o /MPa	内壁温度 H_i /°C	外壁温度 H_o /°C
L1	5	3	3	300	250
L2	3	3	3	300	250
L3	0	3	3	300	250
L4	5	0	3	300	250
L5	5	10	3	300	250
L6	5	20	3	300	250
L7	5	3	0	300	250
L8	5	3	10	300	250
L9	5	3	20	300	250
L10	5	3	3	305	250
L11	5	3	3	310	250
L12	5	3	3	315	250

所示。

通过对不同复杂载荷下的模型进行 K_I 的求解,对 K_I 值进行数据处理,得到了不同复杂载荷下的 K_I 分布,如图 5 所示。

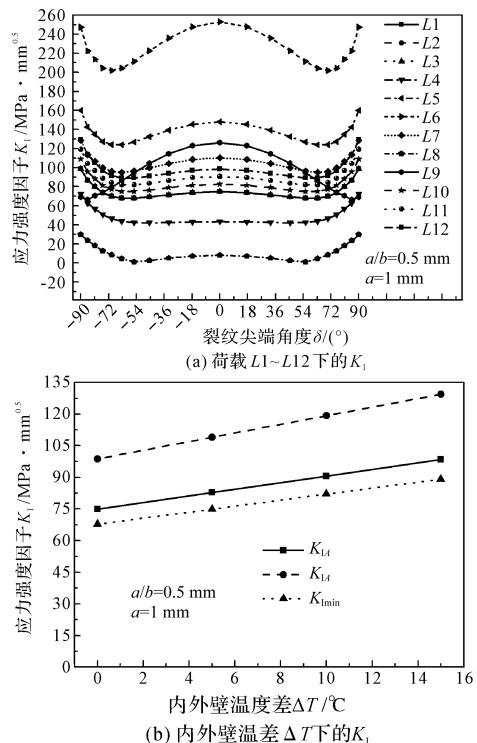


图 5 不同复杂载荷下的 K_I 分布

图 5 中, K_I 分布呈现“W”型, 而随着载荷中的 P_i 的下降, K_I 值下降; 同时, 分布曲线逐渐呈现“U”字型。

从图 5 可看出, 从 K_I 分布曲线形状和数值上, 耦合载荷中的 P_i 对 K_I 分布规律影响较大。随着载荷中的 P_o 的下降, K_I 值也下降, 同时分布曲线逐渐也呈现“U”字型。说明从形状和数值上, 耦合载荷中的 P_o 对 K_I 分布规律影响也较大。但是, P_i 对 K_I 值分布影响大于 P_o 。在 $L1$ 、 $L6$ 及 $L9$ 条件下, K_{Ii} 分别为 $74.821\ 49\ \text{MPa} \cdot \text{mm}^{0.5}$ 、 $126.407\ \text{MPa} \cdot \text{mm}^{0.5}$ 以及 $252.724\ \text{MPa} \cdot \text{mm}^{0.5}$, $L9$ 的 $K_{I\max}$ 比 $L6$ 下的 $K_{I\max}$ 要小 49.98%。由此可知, 裂纹对内壁所受压力载荷变化比较“敏感”。复杂载荷中的内外壁温度差 ΔT 均匀增大时, K_I 分布趋势完全相同, 均呈“W”字型, K_I 值呈均匀增大, 这一点, 从图 5(b) 中可清晰地看出。

从图 5 中还可看出: K_{Ia} 、 K_{Ib} 及 $K_{I\min}$ 值随 ΔT 的变化曲线均为线性变化。在 $L1$ 、 $L2$ 与 $L3$ 下, K_I 分布曲线完全重合在一起, 其 $K_{I\max}$ 出现在 B 点, 为 $98.761\ \text{MPa} \cdot \text{mm}^{0.5}$ 。由此可知, 轴向载荷对 K_I 分布影响较小, 这也和裂纹模型的受力情况吻合。

3 结束语

本文进行了内壁子午面上含半椭圆裂纹的热交换管在复杂载荷下的应力强度因子 K_I 分布规律的分析与研究, 分析了复杂载荷对裂纹扩展的影响, 并通过实验解和文献解, 验证了数值解模型的可靠性; 可出以下结论:

(1) 分析了不同裂纹尖端尺寸的 K_I , 表明 r 可选定在 $0.025\ \text{mm} \sim 0.035\ \text{mm}$ 范围内, 其结果相对误差不超过 1%。取 R_i 为 $60\ \text{mm}$, R_o 为 $125\ \text{mm}$, a/b 为 0.15 , 内壁及裂纹面上同时承受 $1\ \text{MPa}$ 压力的模型, 将数值解和实验解、文献解进行对比, 其相对误差最大为 -8.84% , 3 种解相互之间吻合情况良好, 能满足工程实际计算需求;

(2) 系统地分析了复杂载荷作用下的裂纹扩展趋势。其中, 裂纹深度和形状比的增大将会使 K_I 分布从 W 字型趋近于 U 字型。得出了内外壁温度差 ΔT 很大程度上决定了 K_I 值大小, 几乎呈线性增长趋势; 同时, 裂纹对内壁所受载荷变化更加敏感。因而, 在热交换管工作过程中, 应极力避免载荷峰值的出现, 尤其是要关注管内外壁间压力和温度波动, 做好监测工作。

参考文献 (References):

[1] 王大胜, 刘攀, 熊光明. 考虑接管载荷的反应堆压力容器接管嘴断裂力学分析[J]. 核动力工程, 2015, 36(5): 120-123.

- [2] 王志成, 赵建平, 李卫卫. 模拟海水环境中 X60 管线钢的应力腐蚀裂纹扩展[J]. 腐蚀与防护, 2015, 36(1): 81-83.
- [3] 齐麦顺. 核电站 Inconel 690 管材挤压模拟与实验研究[J]. 锻压技术, 2010, 35(4): 116-123.
- [4] 胡俊, 郑程, 金玉婷, 等. 核电用 690 镍基合金的应变疲劳行为及寿命预测[J]. 金属热处理, 2017, 42(2): 29-33.
- [5] 黄士振, 卢静玉, 沈培辉. 厚壁圆筒半椭圆表面浅裂纹的应力强度因子[J]. 兵工学报, 1991(1): 91-96.
- [6] 白杨. 带有环向内裂纹的薄壁钢管结构断裂力学计算分析[J]. 兰州理工大学学报, 2014, 40(5): 169-172.
- [7] 鲁丽君, 李明, 刘建平. 基于 ANSYS 软件的三维裂纹实体建模方法[J]. 济南大学学报: 自然科学版, 2017, 31(4): 292-295.
- [8] 徐呈祥, 王伟. 受内压作用的管道表面斜裂纹尖端应力强度因子分析[J]. 辽宁石油化工大学学报, 2017, 37(4): 53-56.
- [9] 张丽屏, 苏东川, 高世卿, 等. 反应堆压力容器接管嘴内隅角应力强度因子计算研究[J]. 原子能科学技术, 2017(11): 2044-2048.
- [10] YU Hong-jun, Wang Bing. Stress intensity factor evaluations for a curved crack in orthotropic particulate composites using an interaction integral method[J]. *Mechanics of Advanced Materials and Structures*, 2019, 26(7): 631-638.
- [11] DLHY P, PODUŠKA J, NÁHLÍK L, et al. Compression-loaded cracked cylinder stress intensity factor evaluation[J]. *Key Engineering Materials*, 2018, 4700(1548): 331-336.
- [12] MATÍAS B, VICENTE F G A. Analysis of the stress intensity factor dependence with the crack velocity using a lattice model[J]. *Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures*, 2019, 42(5): 1075-1084.
- [13] 薛建阳, 董金爽, 尚鹏. 裂纹尖端附近应力场和位移场精确解分析[J]. 西安建筑科技大学学报: 自然科学版, 2016, 48(2): 160-164.
- [14] 何家胜, 朱光强, 朱晓明, 等. 弯扭组合载荷下圆管半椭圆表面裂纹应力强度因子的有限元分析[J]. 工程设计学报, 2007, 14(2): 153-159.
- [15] 陈东. 包装用聚乙烯吹塑薄膜拉伸强度不确定度的评定[J]. 包装与食品机械, 2018(2): 34, 76-77.
- [16] 中国特钢企业协会不锈钢分会编. 不锈钢实用手册[M]. 北京: 中国科学技术出版社, 2003.
- [17] 李相麟, 朱翔华, 谢立新. 光弹性法测定圆轴弯扭组合变形复合应力强度因子[J]. 南昌大学学报: 工科版, 2005, 27(1): 33-39.
- [18] 中国航空航天研究院. 应力强度因子手册[M]. 北京: 科学出版社, 1993.

[编辑: 方越婷]

本文引用格式:

李东方, 杨海波, 毛朝晖, 等. 热交换管内壁子午面半椭圆裂纹应力强度因子数值计算[J]. 机电工程, 2020, 37(3): 253-258.

LI Dong-fang, YANG Hai-bo, MAO Zhao-hui, et al. Numerical calculation of the stress intensity factor of heat exchange tube inner surface meridian plane containing semi-elliptical crack[J]. *Journal of Mechanical & Electrical Engineering*, 2020, 37(3): 253-258. 《机电工程》杂志: <http://www.meem.com.cn>