

焦炭塔瞬态温度场的分析^{*}

宁志华^{1,2}, 刘人怀^{1,2}

(1. 暨南大学“重大工程灾害与控制”教育部重点实验室,广州 510632;

2. 暨南大学 应用力学研究所 力学与土木工程系,广州 510632)

(本刊编委刘人怀来稿)

摘要: 由于循环的温度变化产生的严重温度梯度是导致焦炭塔出现鼓胀和开裂的主要原因之一. 与以往文献的有限元分析不同,从二维热传导理论出发,获得了焦炭塔的轴向和径向二维瞬态温度场的解析解. 所考虑的焦炭塔塔体为有限长,并采用迭代法模拟进油阶段和进水阶段中由于液面不断上升引起的动态边界条件. 数值结果分析表明,该文理论模型能正确描述焦炭塔瞬态温度场的基本特征. 同时,探讨了几何尺寸和冷却水流速对轴向温度梯度的影响.

关键词: 焦炭塔; 圆柱壳; 瞬态温度场; 温度梯度

中图分类号: O343.6; O242.1 **文献标志码:** A

DOI: 10.3879/j.issn.1000-0887.2010.03.003

引言

焦炭塔又称焦化塔或热裂化反应器,是炼油工业中延迟焦化的关键设备. 它把价值低的劣质油转化为价值高的汽油和中馏分油,产生着巨大的经济效益. 焦炭塔一般为板焊结构的壁塔式容器,如图1所示.

由于延迟焦化工艺的特点,焦炭塔在运行过程中经历循环的升温、降温,16 h至48 h内在室温与490℃之间循环变化,同时容器承载的介质由气态到液态至固态,工作环境复杂、恶劣,致使焦炭塔在运行若干年后普遍存在以下两方面的问题:①筒体鼓胀;②筒体、焊缝和裙座开裂.

美国石油协会(API)对焦炭塔进行的3次(1968年、1980年、1996年)大规模的调查^[1-3]为焦炭塔问题提供了详实的统计数据,根据这些数据众多学者开展多方面的研究表明,造成焦炭塔上述问题的原因是多方面的,其中最主要的因素是焦炭塔的循环过程中塔壁内存在着严重的温度梯度,产生峰值热应力,从而导致鼓胀与开裂^[4-6]. 因此焦炭塔温度场的研究对解决焦炭塔问题具有重要意义. 由于工况的恶劣,要想通过现场实测来获得精确温度场几乎是不可能的,目前只能先测出外壁温度再推算内壁温度,或通过有限元进行温度场数值模拟. 现有关于

* 收稿日期: 2009-07-08; 修订日期: 2010-01-05

基金项目: 国家自然科学基金资助项目(10372035); 国家自然科学基金青年基金资助项目(10902043); “工程结构故障诊断”广东省高等学校科研型重点实验室资助项目

作者简介: 宁志华(1976—),女,广西钦州人,讲师,博士生(E-mail:ning_zhihua@163.com); 刘人怀,教授,工程院院士(联系人,Tel: +86-20-85227005; Fax: +86-20-85228275; E-mail:lrh@jnu.edu.cn).

焦炭塔的研究主要集中在现场实测及试验、有限元分析与模拟上^[5-11]。

美国耗费庞大的人力、物力和财力开展了如此大规模的3次焦炭塔调查后,许多用户公司都强烈要求美国石油协会(API)能够出台一个焦炭塔的设计以及操作的规范,但由于数据的分散性而无法实现^[2],而收集更充分更集中的数据需要较长的周期。因此,需要建立合理的理论模型进行研究,为焦炭塔的操作参数、结构设计和材料选择提供科学的指导。首要的就是焦炭塔瞬态温度场的理论建模。

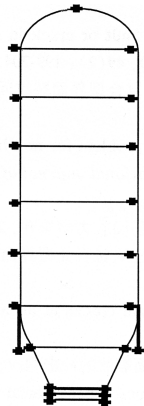


图1 焦炭塔的板焊式结构

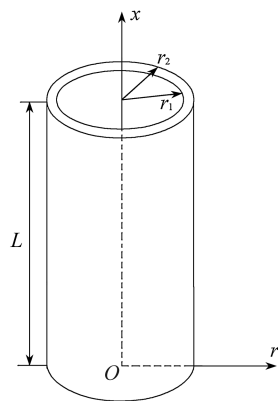


图2 焦炭塔的简化模型

焦炭塔的塔体可简化为如图2所示的圆柱壳。现代工业中在变温条件下工作的管道、压力容器等设备的传热问题可采用圆柱壳(厚壁/薄壁)的瞬态温变场来描述。关于无限长的圆柱壳在常值热边界条件下瞬态温度场的求解,前人已作了许多工作,如文献[12-15]。而对动态热边界下相应问题的研究却相对较少^[16-19]。MeNeill 和 Brock^[16]采用离散化方法求解了管道在液体温度发生线性突变时引起的瞬态温度场,Marie^[17]把这一方法扩展到液体温度发生任意变化的情况。Kandil 等^[18]运用有限差分法求解了厚壁圆柱壳在内壁温度发生动态变化的径向温度分布。Shahani 和 Nabavi^[19]运用有限 Hankel 变换方法获得了与时间相关的热边界条件下无限长圆柱壳的温度场解答。

与上述研究相比,焦炭塔的温度场要复杂得多,主要体现在由于液面不断上升引起的动态热边界条件不仅与时间有关,还和空间坐标(沿着轴向变化)相关,再加上塔体是有限长的,使问题的求解难度很大。本文从二维热传导理论出发,针对焦炭塔的进油阶段和进水阶段,采用迭代法模拟液面不断上升引起的动态边界条件,建立了相应的轴向及径向二维瞬态温度场的理论模型。数值结果分析表明,本文模型能正确描述焦炭塔瞬态温度场的基本特征。同时,本文还探讨了焦炭塔的几何尺寸和冷却水升速对轴向温度梯度的影响。

1 问题的求解

考虑焦炭塔进油或进水阶段的温度场。在该阶段,液体从塔底匀速上升,液面以下液体与塔内壁进行热交换,液面以上塔内壁与塔内气体之间也存在热交换。在这一过程中,将产生瞬态温度场。

为便于研究,提出如下基本假设:

- 1) 只考虑轴向、径向温度场,即 $T = T(x, r, t)$;
- 2) 塔体及液体的热导性能参数保持为常数;
- 3) 塔的外壁、底部和顶部均处于绝热状态;

- 4) 液面上升过程中液体温度保持不变;
- 5) 忽略液面以上塔壁与塔内气体间的换热作用。

基于上述假设,将整个塔体温度场以液面为界视为上下两段.根据有限元分析及现场实测的结果,上段塔壁仅在液面附近温度有变化,距液面稍远处仍保持初始温度.因此,本文主要讨论下段温度场的求解.

由于液面不断上升,温度场边界条件处于不断变化当中.为模拟这种动态的边值条件,采用迭代法来获得任意时刻 t 焦炭塔的温度场.将时间段 $0 \sim t$ 划分为若干个时间间隔 Δt_i ,每个时间间隔的起始时刻用 t_{i-1} 表示, $i = 1, 2, \dots$, $t_0 = 0$, $t_i = t_{i-1} + \Delta t_i$. 假设在 Δt_i 内焦炭塔处于一瞬态温度场 $T(x, r, t)$, 该瞬态温度场的边界条件是静态的,即认为在 Δt_i 内分两步完成热传导过程:先使液面上升(但忽略液面上升所需时间),然后保持液面高度不变,再进行热传导.

用 $T(x, r, t)$ 表示下段温度场,根据前述假设及二维热传导理论,在 Δt_i 内 $T(x, r, t)$ 满足以下定解问题:

$$\frac{\partial T}{\partial t} - a \left(\frac{\partial^2 T}{\partial r^2} + \frac{1}{r} \frac{\partial T}{\partial r} + \frac{\partial^2 T}{\partial x^2} \right) = 0, \quad 0 \leq x \leq vt_i, \quad r_1 < r < r_2, \quad t_{i-1} < t < t_i, \quad (1)$$

$$\left. \frac{\partial T}{\partial x} \right|_{x=0} = 0, \quad t_{i-1} < t < t_i, \quad (2a)$$

$$\left. \frac{\partial T}{\partial r} \right|_{r=r_2} = 0, \quad t_{i-1} < t < t_i, \quad (2b)$$

$$\left(-k \frac{\partial T}{\partial r} + hT \right) \Big|_{r=r_1} = hT_i, \quad 0 < x < vt_i, \quad (2c)$$

$$T|_{t=t_{i-1}} = T_0(x, r), \quad (3)$$

其中, r_1, r_2 分别表示塔的内、外径, T_i 为液体温度, v 为液面升速, $T_0(x, r)$ 为 Δt_i 内塔壁初始温度, h 为液体与塔内壁的热交换系数, k, a 分别为塔壁的热传导系数和热扩散率, ρ, C 分别为塔壁的密度和比热容,

$$a = \frac{k}{\rho C}. \quad (4)$$

用分离变量法求解上述定解问题. 设

$$T(x, r, t) = P(t)V(x, r), \quad (5)$$

将式(5)代入方程(1), 便得

$$\frac{dP(t)}{dt} + \lambda a P(t) = 0, \quad (6a)$$

$$\frac{\partial^2 V(x, r)}{\partial r^2} + \frac{1}{r} \frac{\partial V(x, r)}{\partial r} + \frac{\partial^2 V(x, r)}{\partial x^2} + \lambda V(x, r) = 0. \quad (6b)$$

方程(6a)的解为

$$P(t) = Ae^{-a\lambda t}, \quad (7)$$

其中 A 为待定系数.

由于 $t \rightarrow \infty$ 时, 温度函数 $T(x, r, t)$ 为有限值, 显然, 应有

$$\lambda \geq 0. \quad (8)$$

对方程(6b)再次分离变量. 设

$$V(x, r) = X(x)R(r), \quad (9)$$

代入方程(6b), 得到

$$\frac{d^2 X(x)}{dx^2} + \mu X(x) = 0, \quad (10a)$$

$$\frac{d^2 R(r)}{dr^2} + \frac{dR(r)}{rdr} + (\lambda - \mu)R(r) = 0. \quad (10b)$$

由方程(10)结合定解条件(2a)和(2b),可得到如下两个定解问题:

问题 1

$$\frac{d^2 X(x)}{dx^2} + \mu X(x) = 0, \quad \left. \frac{dX(x)}{dx} \right|_{x=0} = 0. \quad (11)$$

$X(x)$ 的定解问题仅有一个定解条件,无法求解.而另一边界上只有连续条件,难以利用.注意到基本假设 3),底部与顶部绝热,若将整个塔体作为一个温度场来求解,对应的 $X(x)$ 应满足以下条件:

$$\left. \frac{dX(x)}{dx} \right|_{x=0,L} = 0, \quad (12)$$

其中 L 为塔体高度.

再令

$$\mu = \beta^2, \quad (13)$$

便可近似地将问题 1 的解写为

$$X_m(x) = B'_m \cos \beta_m x, \quad m = 0, 1, 2, \dots, \quad (14)$$

其中 B'_m 为待定系数,

$$\beta_m = \frac{m\pi}{L}, \quad m = 0, 1, 2, \dots. \quad (15)$$

问题 2

$$\frac{d^2 R(r)}{dr^2} + \frac{dR(r)}{rdr} + (\lambda - \mu_m)R(r) = 0, \quad r_1 < r < r_2, \quad (16a)$$

$$\left. \frac{dR}{dr} \right|_{r=r_2} = 0, \quad (16b)$$

式(16a)为零阶 Bessel 方程,其通解为

$$R(r) = CJ_0(\sqrt{\lambda - \mu_m}r) + DY_0(\sqrt{\lambda - \mu_m}r), \quad (17)$$

其中, J_0, Y_0 分别为零阶第一类和第二类 Bessel 函数, C 和 D 为待定常数.

将式(17)代入式(16b),有

$$CJ_1(\sqrt{\lambda - \mu_m}r_2) + DY_1(\sqrt{\lambda - \mu_m}r_2) = 0. \quad (18)$$

利用以下关系式

$$J_1(0) = 0, \quad Y_1(0) = \infty \quad (19)$$

可得到

$$\lambda \neq \mu_m. \quad (20)$$

考虑到方程(1)必有一常数特解,故其通解可写为

$$T(x, r, t) = a_0 + \sum_{m=0}^{\infty} \sum_{n=1}^{\infty} B_m [C_n J_0(d_n r) + D_n Y_0(d_n r)] \cos(\beta_m x) \exp[-a(d_n^2 + \beta_m^2)t], \quad (21)$$

其中

$$B_m = AB'_m, \quad m = 0, 1, 2, \dots, \quad (22a)$$

$$d_n = \sqrt{\lambda - \mu_m}, \quad n = 1, 2, 3, \dots \quad (22b)$$

由定解条件(2c), 有

$$d_n C_n J_1(d_n r_1) + d_n D_n Y_1(d_n r_1) + \frac{h}{k} [C_n J_0(d_n r_1) + D_n Y_0(d_n r_1)] = 0, \quad (23a)$$

$$a_0 = T_f, \quad (23b)$$

式(18)和(23a)可组成为关于 C_n, D_n 的方程组

$$C_n J_1(d_n r_2) + D_n Y_1(d_n r_2) = 0, \quad (24a)$$

$$C_n \left[d_n J_1(d_n r_1) + \frac{h}{k} J_0(d_n r_1) \right] + D_n \left[d_n Y_1(d_n r_1) + \frac{h}{k} Y_0(d_n r_1) \right] = 0. \quad (24b)$$

方程(24)有非零解的必要条件是其系数行列式为0, 即

$$\begin{vmatrix} J_1(d_n r_2) & Y_1(d_n r_2) \\ d_n J_1(d_n r_1) + \frac{h}{k} J_0(d_n r_1) & d_n Y_1(d_n r_1) + \frac{h}{k} Y_0(d_n r_1) \end{vmatrix} = 0, \quad 0 < x < vt_i, \quad (25)$$

易见方程(25)的正根即为 d_n .

对方程(21)运用初始条件(3), 有

$$a_0 + \sum_{m=0}^{\infty} \sum_{n=1}^{\infty} B_{mn} [J_0(d_n r) + F_n Y_0(d_n r)] \cos(\beta_m x) = T_0(x, r), \quad 0 < x < vt_i, \quad (26)$$

其中

$$B_{mn} = B_m C_n, \quad F_n = \frac{D_n}{C_n} = -\frac{J_1(d_n r_2)}{Y_1(d_n r_2)}. \quad (27)$$

可证明特征函数系 $\{F(d_n r) = J_0(d_n r) + F_n Y_0(d_n r)\}$ 具有正交性(证明过程参见附录),

即

$$\int_{r_1}^{r_2} F(d_n r) F(d_k r) r dr = \begin{cases} 0, & n \neq k, \\ \|F(d_n r)\|^2, & n = k, \end{cases} \quad (28)$$

其中

$$\begin{aligned} \|F(d_n r)\|^2 &= \int_{r_1}^{r_2} [F(d_n r)]^2 r dr = \\ &= \frac{2}{\pi^2 d_n^2 Y_1^2(d_n r_2)} - \frac{2}{d_n^2 \pi^2} (d_n^2 + \chi^2) \frac{1}{[d_n Y_1(d_n r_1) + \chi Y_0(d_n r_1)]^2}, \end{aligned} \quad 0 < x < vt_i, \quad (29a)$$

$$\chi = \frac{h}{k}. \quad (29b)$$

对式(26)运用式(28)的特征函数系的正交性, 得到

$$\begin{aligned} \sum_{m=0}^{\infty} B_{mn} \cos(\beta_m x) &= \\ &= \int_{r_1}^{r_2} (T_0 - T_f) [J_0(d_n r) + F_n Y_0(d_n r)] r dr / \|F^2(d_n r)\|, \quad 0 < x < vt_i. \end{aligned} \quad (30)$$

在式(30)两端乘以 $\cos(\beta_k x)$, 并对 x 从0到 vt_i 进行积分, 有

$$\begin{aligned} \int_0^{vt_i} \sum_{m=0}^{\infty} B_{mn} \cos(\beta_m x) \cos(\beta_k x) dx &= \\ &= \int_0^{vt_i} \left\{ \int_{r_1}^{r_2} (T_0 - T_f) [J_0(d_n r) + F_n Y_0(d_n r)] r dr / \|F^2(d_n r)\| \right\} \cos(\beta_k x) dx, \end{aligned} \quad 0 < x < vt_i. \quad (31)$$

在式(31)中取 $k = 0, 1, 2, \dots$, 可得到关于系数 B_{mn} 的线性方程组. 将该线性方程组写成如下矩阵形式:

$$\mathbf{I}\mathbf{B} = \mathbf{b}, \quad (32)$$

其中 \mathbf{B} 为系数 B_{mn} 构成的矩阵, 矩阵 \mathbf{I} 和 \mathbf{b} 的元素表达式如下:

$$I_{km} = \int_0^{vt_i} \cos(\beta_m x) \cos(\beta_k x) dx, \quad m, k = 0, 1, 2, \dots, \quad (33a)$$

$$b_{kn} = \int_0^{vt_i} \left\{ \int_{r_1}^{r_2} (T_0 - T_i) [J_0(d_n r) + F_n Y_0(d_n r)] r dr \right\} \cos(\beta_k x) dx \Big/ \|F^2(d_n r)\|, \quad n = 1, 2, 3, \dots \quad (33b)$$

求解方程组(32), 得到系数 B_{mn} . 最后得到温度场的解为

$$T(x, r, t) = T_i + \sum_{m=0}^{\infty} \sum_{n=1}^{\infty} B_{mn} [J_0(d_n r) + F_n Y_0(d_n r)] \cos(\beta_m x) \times \exp[-a(d_n^2 + \beta_m^2)t], \quad 0 < x < vt_i, \quad (34)$$

式(34)给出了焦炭塔下段在时间间隔 Δt_i 内的温度场解. 应当指出的是, 该解是在假设 Δt_i 内边界条件为静态的前提下求得的, 也就是说在 Δt_i 内, 不考虑液面上升的影响, 因此需要进行如下修正. 在式(34)中, 令

$$t \rightarrow t - \frac{x}{v},$$

则最终的温度场为

$$T(x, r, t) = T_i + \sum_{m=0}^{\infty} \sum_{n=1}^{\infty} B_{mn} [J_0(d_n r) + F_n Y_0(d_n r)] \cos(\beta_m x) \times \exp\left[-a(d_n^2 + \beta_m^2)\left(t - \frac{x}{v}\right)\right], \quad 0 < x < vt_i. \quad (35)$$

因此, 根据以上求解方法, 对于任一时刻 t 液面焦炭塔下段的温度场 $T(x, r, t)$, 可按如下步骤进行计算:

- 1) 将时间段 $0 \sim t$ 划分为若干个时间间隔 Δt_i , 每个时间间隔的起始时刻用 t_{i-1} 表示, $t_0 = 0$, $t_i = t_{i-1} + \Delta t_i$, $i = 1, 2, \dots$;
- 2) 初始时刻 t_0 焦炭塔的温度场为均匀温度场 T^0 ;
- 3) 每一步计算得到的温度分布将作为下一步计算的初始温度分布;
- 4) 将前一步计算得到的温度分布作为 T_0 代入式(32), 求出系数 B_{mn} , 再代入式(35) 计算出时刻 t_i 的温度场 $T(x, r, t_i)$;
- 5) 重复步骤4), 直到计算出 $T(x, r, t)$.

需要强调的是, 利用上述步骤计算温度场时, 时间变量 t 与空间变量 x 必须满足:

$$t \geq \frac{x}{v},$$

即要保证所计算的点位于液面之下.

焦炭塔上段的温度变化主要是由于热量沿着塔壁的轴向传导引起的, 在液面到达时, 液面附近的塔壁温度已经开始变化, 而离液面稍远处仍保持最初的均匀温度场. 由于上段温度场的变化相对下段而言要缓慢得多, 为求解方便, 可假设在时刻 t_i 前后一个小的时间间隔内上段温度场为稳恒温度场, 即不随时间变化. 然后根据焦炭塔下段在时刻 t_i 液面处塔壁 ($x = vt_i$) 的温度分布, 利用温度及热量连续条件, 可确定时刻 t_i 上段塔壁的温度分布.

2 数值结果分析

2.1 结果的对照

运用上述方法计算进水阶段和进油阶段焦炭塔的温度场。给定焦炭塔的材料和几何参数如表 1 所示,操作参数如表 2 所示^[10]。

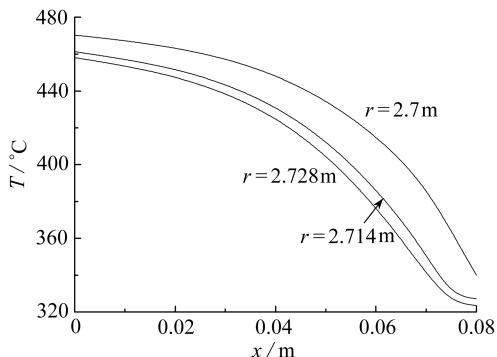
表 1 焦炭塔的材料和几何参数

材料密度 $\rho/(\text{kg}/\text{m}^3)$	比热容 $C/(\text{J}/(\text{kg}\cdot\text{K}))$	热传导系数 $k/(\text{W}/(\text{m}\cdot\text{K}))$	几何尺寸 r_1/m	r_2/m	L/m
7 833	470.84	51.068	2.7	2.728	30

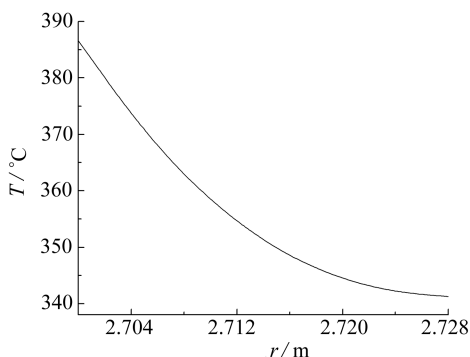
表 2 操作参数

	塔壁初始温度 $T^0/^\circ\text{C}$	液体温度 $T_f/^\circ\text{C}$	液体与内壁热交换系数 $h/(\text{W}/(\text{m}^2\cdot\text{K}))$	液体升速 $v/(\text{mm}/\text{s})$
进油阶段	320	495	1 700	1.0
进水阶段	330	70, 133	2 500	2.0

图 3 为进油 80 s 后的温度分布曲线,由图可见沿径向的温度分布并非线性的。由图 3(a)可见在液面刚到达时,液面附近的塔壁温度已经上升。图 3(b)为 $x = 0.07 \text{ m}$ 处的径向温度分布,该处的径向温差最大。即进油 80 s 后最大径向温差位于液面下 10 mm 处,为 $45.3 \text{ }^\circ\text{C}$ 。陈孙艺等^[9-10]的有限元结果认为进油阶段的最大径向温差为 $45 \text{ }^\circ\text{C}$,位于液面下 15 mm 处。



(a) 不同径向位置的轴向温度分布

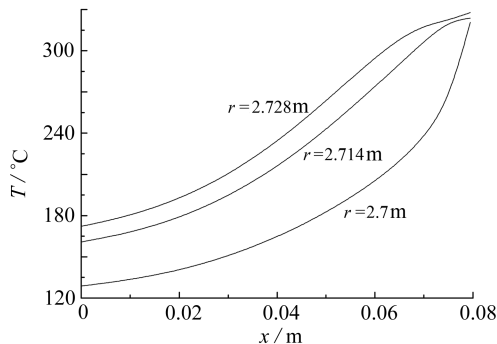


(b) $x = 0.07 \text{ m}$ 处的径向温度分布

图 3 进油 80 s 后的温度分布

焦炭塔内壁在进水冷焦前经蒸汽冷却温度已下降略低于 $330 \text{ }^\circ\text{C}$ 。在进水阶段的换热初始条件和边界条件与进油阶段相似,冷却水从塔底以 $2 \text{ mm}/\text{s}$ 的速度上升。两者的不同之处在于:进油过程中,焦炭塔自身的热容量小,热油的温度变化不大,可不考虑油温的变化;而进水时塔内充满焦炭,塔自身的热容量大,水在上升过程中温度变化较大,因此讨论进水阶段的温度场时必须考虑水温的变化。实际求解时,要考虑水温的连续变化是非常困难的。陈孙艺等^[9-10]分别考虑水温为 $70 \text{ }^\circ\text{C}$ 和 $133 \text{ }^\circ\text{C}$ 及 $85 \text{ }^\circ\text{C}$,王正等^[11]则分别考虑冷却水温为 $70 \text{ }^\circ\text{C}$ 和 $133 \text{ }^\circ\text{C}$ 及 $105 \text{ }^\circ\text{C}$ 这 3 种情况。为便于比较,本文取冷却水温分别为 $70 \text{ }^\circ\text{C}$ 和 $133 \text{ }^\circ\text{C}$ 。在求解过程中,冷却水温分别维持上述两个温度不变。

当冷水温度为 $70 \text{ }^\circ\text{C}$ 时,进水 40 s 后的温度分布见图 4(a)。由图可见沿着径向的温度分布同样是非线性变化。图 4(b)为液面下 18 mm 处时径向温度分布。此处的径向温差达到最大,为 $90.2 \text{ }^\circ\text{C}$,明显大于进油阶段。陈孙艺等^[9-10]的有限元结果认为冷水温度为 $70 \text{ }^\circ\text{C}$ 时最大径向温差为 $90 \text{ }^\circ\text{C}$,位于液面下 20 mm。



(a) 不同径向位置的轴向温度分布

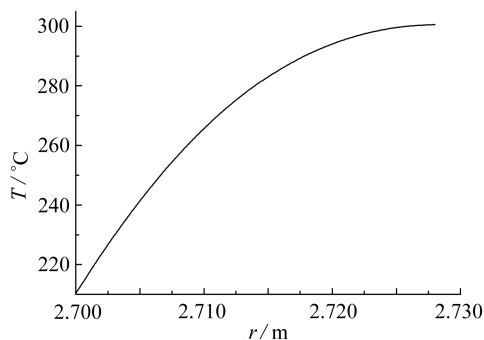
(b) $x = 0.062$ m 处的径向温度分布

图4 冷水温度为 70 °C 时,进油 40 s 后的温度分布

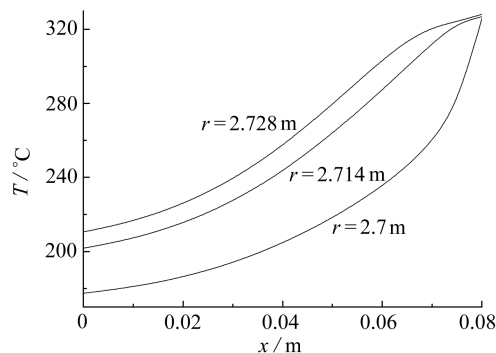


图5 冷水温度为 133 °C 时,进水 40 s 后的温度分布

当冷水温度为 133 °C 时进水 40 s 后的温度分布见图 5。此时最大径向温差为 68.34 °C,位于液面下 17 mm 处。而陈孙艺等^[9-10]的有限元结果为:液面下 25 mm,最大径向温差为 60 °C。

2.2 几何尺寸对温度梯度的影响

下面考察温度变化剧烈的进水阶段焦炭塔的几何尺寸对温度梯度的影响。在没有特别说明的情况下,冷水参数与表 2 相同,冷水温度取 70 °C,进水时间为 40 s。

表 3 为不同内半径下塔内壁的轴向温度梯度数值,塔厚度为 0.032 m。表 4 为不同厚度下内壁的轴向温度梯度数值,塔体内表面半径为 4.2 m。

表3 不同塔径的轴向温度梯度

轴向位置 x/m	轴向温度梯度 $T_x/(^{\circ}\text{C}/\text{m})$		
	$r_1 = 2.7$ m	$r_1 = 4.2$ m	$r_1 = 4.9$ m
0	365.709	365.738	365.745
0.02	777.91	778.295	778.394
0.04	1 433.2	1 434.46	1 434.79
0.06	2 451.76	2 454.35	2 455.01
0.07	4 078.72	4 082.2	4 083.1
0.075	6 957.48	6 961.75	6 962.84
0.077	10 176.1	10 180.9	10 182.2
0.08	146 997	147 004	147 006

表4 不同塔体厚度的轴向温度梯度

轴向位置 x/m	轴向温度梯度 $T_x/(^{\circ}\text{C}/\text{m})$		
	$D = 0.032$ m	$D = 0.038$ m	$D = 0.042$ m
0	365.738	326.953	300.845
0.02	778.295	676.322	622.243
0.04	1 434.46	1 269.57	1 200.58
0.06	2 454.35	2 363.6	2 332.89
0.07	4 082.2	4 071.54	4 070.27
0.075	6 961.75	6 994.62	7 007.46
0.077	10 180.9	10 231.8	10 249.8
0.08	147 004	123 160	111 030

注:表中 r_1 为塔壁内径; D 为塔体厚度。

由表 3 和表 4 的数据可看出,在厚度相同的情况下,随着内径的增大,轴向温度梯度几乎没有变化;在内径相同的情况下,随着厚度的增大,轴向温度梯度略有下降,但幅度不大。可见焦炭塔的几何尺寸对轴向温度梯度的影响很小。

2.3 冷水升速对轴向温度梯度的影响

下面讨论液面升速对温度梯度的影响。由式(35)得到轴向温度梯度 T_x , 表达式为

$$T_x = \sum_{m=0}^{\infty} \sum_{n=1}^{\infty} B_{mn} [J_0(d_n r) + F_n Y_0(d_n r)] \times \left[-\beta_m \sin(\beta_m x) + \frac{a(d_n^2 + \beta_m^2)}{v} \cos(\beta_m x) \right] \exp \left[-a(d_n^2 + \beta_m^2) \left(t - \frac{x}{v} \right) \right]. \quad (36)$$

由式(36)可知,最大轴向温度梯度发生在液面附近,即 $x = vt$ 处。为弄清轴向温度梯度与升速 v 的关系,绘制出不同升速下当冷却水面距塔底 40 mm 时的塔内壁轴向温度梯度曲线,如图 6 所示,其中焦炭塔及冷水的相关参数由表 1 及表 2 给出,冷水温度为 70℃。

由图 6 中我们可见,轴向温度梯度随着升速的减小而增大。当升速从 8 mm/s 变化到 2 mm/s 时,轴向温度梯度的增幅很小;当升速由 2 mm/s 变为 1 mm/s 时,以及从 1 mm/s 减小为 0.8 mm/s 时,轴向温度梯度明显增大。可见升速较低时轴向温度梯度对于升速的变化较敏感。实际应用中,应尽可能提高液面升速以减小轴向温度梯度,从而降低温度应力幅值。

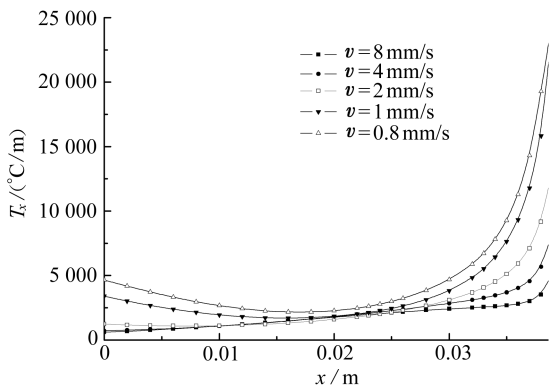


图 6 不同升速下的轴向温度梯度 ($r = 2.7$)

3 结 论

基于二维热传导理论,本文获得了焦炭塔瞬态温度场的解析解答。本文建立的焦炭塔温度场模型具有以下特点:1)焦炭塔塔体为有限长;2)采用迭代法模拟由于液面不断上升引起的动态热边界条件。该边界条件不仅与时间有关,还和空间坐标(沿着轴向变化)相关;3)获得封闭形式解答。该解答可用于讨论焦炭塔的参数对瞬态温度场的影响规律。

与已有文献的有限元结果比较验证了本文方法的有效性。数值结果分析表明,本文模型能正确描述焦炭塔轴向、径向二维瞬态温变场的基本特征:无论是进油阶段还是进水阶段,沿径向和轴向的温度分布都是非线性的;径向温差的最大值出现在液面下某处,而轴向温度梯度在液面处达到最大值;进水阶段的径向温差及轴向温度梯度明显大于进油阶段。

同时,还探讨了几何尺寸和液面升速对轴向温度梯度的影响。在一定的范围内,焦炭塔的直径和厚度对温度梯度的影响非常小。轴向温度梯度随着升速的减小而增大,在升速较低时变化明显。美国石油协会(API)的第三次焦炭塔调查^[2](1998)的结果认为,与材料及设计参数相比,操作参数对焦炭塔的影响更大,这与本文的结论一致。本文建立的温度场模型为焦炭塔的后理论研究(应力应变场分析、损伤分析及裂纹扩展等)奠定了基础。

附 录

1 正交性的证明

设

$$r'_n = d_n r, r'_k = d_k r, F(r'_n) = J_0(d_n r) + F_n Y_0(d_n r), F(r'_k) = J_0(d_k r) + F_n Y_0(d_k r).$$

由于 $F(r'_n), F(r'_k)$ 都是零阶 Bessel 方程

$$\frac{d^2 R(r)}{dr^2} + \frac{dR(r)}{r dr} + d_n^2 R(r) = 0, \quad r_1 < r < r_2$$

的解,则有^[20]

$$\int_{r_1}^{r_2} F(r'_n) F(r'_k) r dr = \frac{-r}{d_k^2 - d_n^2} \left[F(r'_n) \frac{dF(r'_k)}{dr'_k} - F(r'_k) \frac{dF(r'_n)}{dr'_n} \right] \Bigg|_{r=r_1}^{r=r_2}. \quad (A1)$$

由式(18),有

$$\left. \frac{dF(r'_n)}{dr'_n} \right|_{r=r_2} = -C_n J_1(d_n r_2) - D_n Y_1(d_n r_2) = 0.$$

运用上式,可将式(A1)简化为

$$\begin{aligned} \int_{r_1}^{r_2} F(r'_n) F(r'_k) r dr &= \frac{r_1}{d_k^2 - d_n^2} \left[F(r'_n) \frac{dF(r'_k)}{dr'_k} - F(r'_k) \frac{dF(r'_n)}{dr'_n} \right] \Big|_{r=r_1} = \\ &= \frac{r_1}{d_k^2 - d_n^2} \{ [C_n J_0(d_n r_1) + D_n Y_0(d_n r_1)] [-C_k d_k J_1(d_k r_1) - D_k d_k Y_1(d_k r_1)] + \\ & [C_n d_n J_1(d_n r_1) + D_n d_n Y_1(d_n r_1)] [C_k J_0(d_k r_1) + D_k Y_0(d_k r_1)] \}. \end{aligned} \quad (A2)$$

由式(24a)得到

$$d_n C_n J_1(d_n r_1) + d_n D_n Y_1(d_n r_1) = -\frac{h}{k} [C_n J_0(d_n r_1) + D_n Y_0(d_n r_1)],$$

代入式(A2),有

$$\begin{aligned} \int_{r_1}^{r_2} F(r'_n) F(r'_k) r dr &= \frac{r_1}{d_k^2 - d_n^2} \left[F(r'_n) \frac{dF(r'_k)}{dr'_k} - F(r'_k) \frac{dF(r'_n)}{dr'_n} \right] \Big|_{r=r_1} = \\ &= \frac{r_1}{d_k^2 - d_n^2} \left\{ \frac{h}{k} [C_n J_0(d_n r_1) + D_n Y_0(d_n r_1)] [C_k J_0(d_k r_1) + D_k Y_0(d_k r_1)] - \right. \\ & \left. \frac{h}{k} [C_n J_0(d_n r_1) + D_n Y_0(d_n r_1)] [C_k J_0(d_k r_1) + D_k Y_0(d_k r_1)] \right\} = 0. \end{aligned}$$

2 计算 $\int_{r_1}^{r_2} F^2(d_n r) r dr$ 的值

设

$$r' = d_n r, F_1(r') = J_0(d_n r) + F_n Y_0(d_n r),$$

则有

$$\begin{aligned} \int_{r_1}^{r_2} [J_0(d_n r) + F_n Y_0(d_n r)]^2 r dr &= \frac{1}{d_n^2} \int_{d_n r_1}^{d_n r_2} F_1^2(r') r' dr' = \frac{1}{2d_n^2} \int_{d_n r_1}^{d_n r_2} F_1^2(r') dr'^2 = \\ &= \frac{r'^2 F_1^2(r')}{2d_n^2} \Big|_{d_n r_1}^{d_n r_2} - \frac{1}{d_n^2} \int_{d_n r_1}^{d_n r_2} r'^2 F_1(r') \frac{dF_1(r')}{dr'} dr'. \end{aligned} \quad (A3)$$

由于 $F_1(r')$ 满足零阶 Bessel 方程,即

$$r'^2 \frac{d^2 F_1(r')}{dr'^2} + r' \frac{dF_1(r')}{dr'} + r'^2 F_1(r') = 0,$$

将上式代入式(A3),得到

$$\begin{aligned} \int_{d_n r_1}^{d_n r_2} r'^2 F_1(r') \frac{dF_1(r')}{dr'} dr' &= - \int_{d_n r_1}^{d_n r_2} \frac{dF_1(r')}{dr'} \left[r'^2 \frac{d^2 F_1(r')}{dr'^2} + r' \frac{dF_1(r')}{dr'} \right] dr' = \\ &= - \int_{d_n r_1}^{d_n r_2} r'^2 \frac{dF_1(r')}{dr'} d \left[\frac{dF_1(r')}{dr'} \right] - \int_{d_n r_1}^{d_n r_2} r' \left[\frac{dF_1(r')}{dr'} \right]^2 dr' = \\ &= - \frac{r'^2}{2} \left[\frac{dF_1(r')}{dr'} \right]^2 \Big|_{d_n r_1}^{d_n r_2} - \int_{d_n r_1}^{d_n r_2} r' \left[\frac{dF_1(r')}{dr'} \right]^2 dr' + \int_{d_n r_1}^{d_n r_2} r' \left[\frac{dF_1(r')}{dr'} \right]^2 dr' = \\ &= - \frac{r'^2}{2} \left[\frac{dF_1(r')}{dr'} \right]^2 \Big|_{d_n r_1}^{d_n r_2}. \end{aligned} \quad (A4)$$

将式(A4)代入(A3),有

$$\begin{aligned} \int_{r_1}^{r_2} [J_0(d_n r) + F_n Y_0(d_n r)]^2 r dr &= \frac{r'^2}{2d_n^2} \left\{ F_1^2(r') + \left[\frac{dF_1(r')}{dr'} \right]^2 \right\} \Big|_{d_n r_1}^{d_n r_2} = \\ &= \frac{r_2^2}{2} [J_0(d_n r_2) + F_n Y_0(d_n r_2)]^2 - \frac{r_1^2}{2} [J_0(d_n r_1) + F_n Y_0(d_n r_1)]^2 - \frac{r_1^2}{2} [J_1(d_n r_1) + F_n Y_1(d_n r_1)]^2. \end{aligned}$$

根据文献[21],有

$$J_1(d_n x) Y_0(d_n x) - J_0(d_n x) Y_1(d_n x) = \frac{2}{\pi d_n x}.$$

故得

$$\int_{r_1}^{r_2} [J_0(d_n r) + F_n Y_0(d_n r)]^2 r dr = \frac{r_2^2}{2} [J_0(d_n r_2) + F_n Y_0(d_n r_2)]^2 - \frac{r_1^2}{2 d_n^2} (d_n^2 + \chi^2) [J_0(d_n r_1) + F_n Y_0(d_n r_1)]^2 = \frac{2}{\pi^2 d_n^2 Y_1^2(d_n r_2)} - \frac{2}{d_n^2 \pi^2} (d_n^2 + \chi^2) \frac{1}{[d_n Y_1(d_n r_1) + \chi Y_0(d_n r_1)]^2},$$

其中 $\chi = \frac{h}{k}.$

参考文献:

- [1] Thomas J W. API Survey of coke drum cracking experience [C]//*Pressure Vessel and Tank Developments*. Proceedings-refining department. American Petroleum Institute 46th Midyear Meeting, Chicago, Illinois: 1981:141-153.
- [2] Bagdasarian A, Horwege J, Kirk S, et al. Integrity of coke drums[C]//Summary of 1998 API coke drum survey. ASME, Pressure Vessels and Piping Division (PVP). *Service Experience and Fitness-for-Service in Power and Petroleum Processing*, 2000, **411**: 265-270.
- [3] Capstone Engineering Service Inc, Houston, Texas. 1996 API coke drum survey final report [R]. 1998.
- [4] 刘人怀, 宁志华. 焦炭塔鼓胀与开裂变形机理及疲劳断裂寿命预测的研究进展[J]. 压力容器, 2007, **27**(1):1-8.
- [5] Penso J A, Lattarulo Y M, Seijas A J, et al. Understanding failure mechanisms to improve reliability of coke drums [C]//ASME, Pressure Vessels and Piping Division (PVP). *Operations, Applications, and Components*, 1999, **395**: 243-253.
- [6] Boswell R S, Ferraro T, Sober M J. Remain life evaluation of coke drums[C]//*Energy Engineering Conference on Plant Engineering, Operations, Design and Reliability*. Houston, Texas: Stress Engineering Services Inc, 1997: 1-13.
- [7] Penso J A. Fundamental Study of Failure Mechanisms of Pressure Vessels Under Thermo-Mechanical Cycling in Multiphase Environments [D]. Columbus: The Ohio State University, 2001.
- [8] Allevato C, Richard S, Boswell P E. Assessing the structural integrity and remaining life of coke drums with acoustic emission testing, strain gaging, and finite element analysis[C]//*ETCE-99-Symposium on Plant and Facilities Reliability and Mechanical Integrity*. Houston, Texas: Stress Engineering Services Inc, 1999: 1-17.
- [9] 陈孙艺, 林建鸿, 吴东棣, 等. 焦炭塔塔壁温度场特性的研究(一)——塔壁二维瞬态温度场及热弹塑性有限元计算分析[J]. 压力容器, 2001, **18**(4):16-21.
- [10] 陈孙艺. 焦炭塔防变形设计的数值分析方法及应用[J]. 石油机械, 2003, **31**(10):29-32.
- [11] 王正, 游进, 王磊, 等. 焦炭塔瞬态传热过程的数值模拟及应力特性分析[J]. 压力容器, 2005, **22**(10):23-27.
- [12] JSME. *JSME Data Book: Heat Transfer*[M]. 4th ed. Tokyo: Japan Society of Mechanical Engineers, 1986, 35-36.
- [13] Kardomateas G A. Transient thermal stresses in cylindrically orthotropic composite tubes [J]. *ASME J Appl Mech*, 1989, **56**: 411-417.
- [14] Yee K C, Moon T J. Plane thermal stress analysis of an orthotropic cylinder subjected to an

- arbitrary, transient, asymmetric temperature distribution [J]. *ASME J Appl Mech*, 2002, **69** (5): 632-640.
- [15] Shahani A R, Nababi S M. Analysis of the thermoelasticity problem in thick-walled cylinders [C]//*Proceedings of the 10th Annual (International) Mechanical Engineering Conference*. Tehran, Iran: 2002, **4**: 2056-2062. (in Persian).
- [16] McNeill D R, Brock J E. Engineering data file charts for transient temperatures in pipes [J]. *Heat/Piping/Air Conditioning*, 1971, **43**(11): 107-119.
- [17] Marie S. Analytical expression of the thermal stresses in a vessel or pipe with cladding submitted to any thermal transient [J]. *Int J Press Vess Piping*, 2004, **81**(4): 303-312.
- [18] Kandil A, EL -Kady A, EL-Kafrawy A. Transient thermal stress analysis of thick-walled cylinders [J]. *Int J Mech Sci*, 1995, **37**(7): 721-732.
- [19] Shahani A R, Nababi S M. Analytical solution of the quasi-static thermoelasticity problem in a pressurized thick-walled cylinder subjected to transient thermal loading [J]. *Appl Math Modelling*, 2007, **31**(9): 1807-1818.
- [20] 姜根明,常安定,王拉省. 零阶贝塞尔函数组成的两个正交系[J]. *纯粹数学与应用数学*,2002,**18** (2):126-129.
- [21] Spiegel M R. 数学手册[M]. 杨维哲 编译. 台湾:正中书局,1979.

Analysis of Transient Temperature Field in Coke Drums

NING Zhi-hua^{1,2}, LIU Ren-huai^{1,2}

- (1. *Key Laboratory of Disaster Forecast and Control in Engineering, Ministry of Education of the People's Republic of China, Guangzhou 510632, P. R. China;*
2. *Institute of Applied Mechanics, Department of Mechanics and Civil Engineering, Jinan University, Guangzhou 510632, P. R. China*)

Abstract: One of the primary reasons leading to bulging and cracking in a coke drum is the severe temperature gradient due to cyclic temperature variation. Based on the two-dimensional heat conduction theory, the analytical solution of the transient temperature field in the coke drum was derived, which was different from the known FEM results. The length of the coke drum was considered finite, and the dynamic boundary conditions caused by fluid uninterrupted rising in oiling and watering stages were simulated by the iteration method. The numerical results show that the present theoretical model can accurately describe basic features of the transient temperature field in the coke drum. Effects of the geometry of the coke drum and the rising velocity of quench water on the axial temperature gradient are also discussed.

Key words: coke drum; cylindrical shell; transient temperature field; temperature gradient