

喷水减温器内部过程的数值模拟

(上海交通大学) 娄刚 章明川

[摘要] 从液体破碎的基本原理出发,提出了减温水自喷嘴(喷孔)喷入蒸汽流后初始液滴的形成、二次破碎及其后的汽化物理模型。在此基础上引入适当的假设,对蒸汽与减温水的相互作用及其流动过程作了数值模拟,从而得到了汽化长度的定量描述。

关键词 减温水 汽化长度 数值模拟

中图分类号 O 359. 1; O 242. 1

1 引言

喷水减温器的汽化长度系指从减温水喷入过热蒸汽到完全汽化所需的距离。它是喷水减温器设计的重要参数之一,它直接关系到减温器的安全运行。减温水自喷入蒸汽流后经历了初始液滴的形成、二次破碎、汽化等阶段。本文从液体破碎的基本原理出发,提出了减温水自喷嘴(喷孔)喷入蒸汽流后初始液滴的形成、二次破碎及汽化的物理模型。在此基础上对蒸汽及减温水的流动过程作了数值模拟,从而得到了汽化长度的定量描述。

2 减温水初始液滴的形成及破碎

减温水自喷嘴(或喷孔)喷入蒸汽流后首先形成的是液膜,该液膜在蒸汽流中伸展变薄,同时在蒸汽流的扰动下被撕裂,形成丝状柱形的液体。当该柱形液体的长度大于其圆周长度时,液丝就会进一步破碎成一排排的液滴。对于粘性液体,韦伯指出最适宜液体流束破碎的波长(即振幅增长最快的扰动对应的波长)约为射流直径的 $\sqrt{2\pi}$ 倍^[1]。粗细均匀的液丝将破碎为一系列直径均匀的液滴。由于汽化过程的不规则特性,导致最终形成的液滴尺寸具有一定的直径分布。根据东布罗夫斯基的假设,液膜上的

波不断增幅,直到波峰破裂出去为止。于是液膜破裂为一个一个半波长的部分,它们很快收缩成丝状,丝状液体又进而破碎为液滴。即 $\lambda_{\text{宜}} = \sqrt{2\pi} \delta$ 。 $[1 + 3\mu (\rho_1 \sigma \delta)^{-\frac{1}{2}}]^{\frac{1}{2}} \approx \sqrt{2\pi} \delta$ 所以液膜的半波长部分每单位宽度所具有的液体体积是 $\lambda_{\text{宜}} \delta / 2$, 它应等于柱形液丝的体积,即 $\frac{\pi d_i^2}{4} = \frac{\sqrt{2\pi} \delta^2}{2}$ 。其中: d_i 为液丝直径, δ 为射流直径, ρ_1 为液体密度, μ 为粘性系数, σ 为表面张力系数。根据该假设,当液丝直径 $> \pi d_i$ 时会继续破裂成液滴,因而 $\frac{\pi d_{w,0}^3}{6} = \frac{\pi d_i^3}{4}$ 。其中: $d_{w,0}$ 为初始滴径,即

$$d_{w,0} = 3 \frac{\sqrt{3\pi}}{2} d_i = 2.82\delta \quad (1)$$

由于蒸汽流与减温水滴之间具有一定的相对速度,如果液滴的表面张力无法平衡蒸汽对其的气动阻力,则液滴将在蒸汽作用下进一步破碎。破碎是否继续,取决于韦伯数 (We)。当 We 数大于临界 We_c 数,则液滴将继续破碎,否则不再破碎。破碎后的液滴是否继续破碎仍然取决于 We 数。定义液滴的稳定粒径为当 We 数小于等于临界 We_c 时液滴所具有的粒径。根据文献[2]:

$$We = \rho_w D_i \Delta u^2 / \sigma_w, We_c = 12(1 + 1.0770n^{1.6}),$$

$$On = \mu_w / \rho_w \sigma_w D_i \quad (2)$$

其中: On 是昂色格数, D_i 为第 i 次破裂后的液滴直径, ρ_w , μ_w , σ_w , Δu 分别表示液体的密度、动力粘度、表面张力系数及蒸汽与液滴之间的相对速度。

液滴破碎时假设它一分为二^[3],即分成体积相等的两个颗粒,所以 $D_{i+1} = D_i / \sqrt{2}$,同时由于蒸汽对液滴的破碎会消耗其功能,从而使得两者的相对速度下降。

收稿日期 1996-11-18 收修改稿 1997-10-15

本文联系人 娄刚 男 1971年生 博士研究生 200030上海交大能源工程系

$$\frac{1}{u_{i+1}} - \frac{1}{u_i} = C_{2i} t \quad (3a)$$

其中: u_i, u_{i+1} 分别为第 i 次、第 $i+1$ 次液滴破裂后的速度; C_{2i} 为计算系数:

$$C_{2i} = 9.375 \frac{\rho_v^2 \nu_v}{(\rho_w^2 D^3)} \quad (3b)$$

其中: ρ_v, ν_v 分别为蒸汽的密度和运动粘度;

$$t \text{ 是液滴破碎时间: } t = \frac{TD}{\Delta u \rho_v \rho_w} \quad (3c)$$

$$T \text{ 为完全破碎时间: } T = 4.5(1 + 1.20n^{1.64}) \quad (4)$$

3 汽化长度的数学模型

3.1 数学模型的建立

由于减温水的汽化过程是及其复杂的(减温水的破碎与传热、传质交织在一起),因而要从数学上求解上述物理模型将变得极其困难。为此,需要引入适当的假定

(1) 根据若干实际算例,认为由蒸汽对液滴作用造成的破碎时间占整个汽化时间的比例很小,即在很短的时间内减温水滴就被蒸汽破碎成为具有稳定粒径的液滴;同时由于液滴完成破碎过程的时间很短,因而可以不考虑蒸汽和它之间的传热作用。

(2) 最终稳定的减温水滴颗粒很小 ($< 100 \mu m$),重力作用可忽略不计。水滴是悬浮在蒸汽流中的,一遇到高速蒸汽即被蒸汽流携带着向前运动,即可认为蒸汽与稳定后的减温水滴颗粒在轴线方向上始终具有同样的速度。在内衬混和管出口处,减温水汽化蒸发完毕。

(3) 蒸汽及减温水的各种参数与时间无关,仅沿流动方向有变化,即可将过热蒸汽和减温水的流动看作一维定常流动。蒸汽不可压缩,流速始终小于当地音速。

(4) 蒸汽中水滴均匀分布,无碰撞、聚合及再破裂,从蒸汽与减温水相遇到减温水蒸发完毕这段控制体积内减温水滴的颗粒数保持不变。单位时间内流入、流出控制体的减温水滴颗数相等。

(5) 在蒸汽流动过程中无功输入和输出。

(6) 温减水温始终是当地蒸汽压力下的饱和水

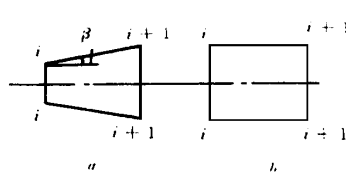


图 1 汽化长度计算的控制体
a 渐扩段微元体 b 内衬混和管段微元体

温。过热蒸汽满足一定的状态方程。

根据以上假设,首先由方程式(1)~(4)求得液滴的稳定粒

径 $d_{v,0}$, 然后进行如下计算

对图 1 所示的控制体,有连续性方程

$$m_{v,i+1} + m_{w,i+1} = m_{v,i} + m_{w,i} = Const \quad (5)$$

其中 m 表示质量流量

对图 1a 所示的控制体有动量方程:

$$\begin{aligned} m_{v,i+1} u_{v,i+1} + m_{w,i+1} u_{w,i+1} - m_{v,i} u_{v,i} - m_{w,i} u_{w,i} \\ = p A_i - p_{i+1} A_{i+1} - \Delta p A + p(A_{i+1} - A_i) \\ = (p - p_{i+1}) A_{i+1} - \Delta p A_i \end{aligned} \quad (6a)$$

对图 1b 所示的控制体有动量方程:

$$\begin{aligned} m_{v,i+1} u_{v,i+1} + m_{w,i+1} u_{w,i+1} - m_{v,i} u_{v,i} - m_{w,i} u_{w,i} \\ = p A_i - p_{i+1} A_{i+1} - \Delta p A \end{aligned} \quad (6b)$$

其中: p, A 分别表示压力和截面积; $p(A_{i+1} - A_i)$ 是因为面积变化引起的阻力; Δp 是沿程阻力,按下式

$$\text{计算}^{[4]}: \Delta p_i = \Psi \lambda \frac{y}{D} \frac{m_w^2}{2 \rho_w} [1 + x(\frac{\rho_w}{\rho_v} - 1)]$$

其中: x 为平均质量含气率; ρ_w, ρ_v 分别为水和汽的密度; y 为控制体的长度; D 为流体流通管道的管径; λ 为沿程阻力系数。 Ψ 按如下规定确定(设 m_w 为面质量流量):

当 $m_w < 1000 \text{ kg}/(\text{m}^2 \cdot \text{s})$ 时,

$$\Psi = 1 + \frac{x(1-x)(\frac{1000}{m_w} - 1) \frac{\rho_w}{\rho_v}}{1 + x(\frac{\rho_w}{\rho_v} - 1)}$$

当 $m_w = 1000 \text{ kg}/(\text{m}^2 \cdot \text{s})$ 时, $\Psi = 1$;

当 $m_w > 1000 \text{ kg}/(\text{m}^2 \cdot \text{s})$ 时,

$$\Psi = 1 + \frac{x(1-x)(\frac{1000}{m_w} - 1) \frac{\rho_w}{\rho_v}}{1 + (1-x)(\frac{\rho_w}{\rho_v} - 1)}$$

对图 1b 所示的控制体有 $A_{i+1} = A_i$, 所以公式

(6a)、(6b) 可统一写为:

$$m_{v,i+1}u_{v,i+1} - m_{v,i}u_{v,i} + m_{w,i+1}u_{w,i+1} - m_{w,i}u_{w,i} = (p - p^{*1})A_{i+1} - \Delta p_i A_i \quad (6)$$

根据假定 (5) 有如下的能量方程 (设 q 为外加的恒定热流密度):

$$m_{v,i+1}(h_{v,i+1} + \frac{1}{2}u_{v,i+1}^2) + m_{w,i+1}(h_{w,i+1} + \frac{1}{2}u_{w,i+1}^2) = m_{v,i}(h_{v,i} + \frac{1}{2}u_{v,i}^2) + m_{w,i}(h_{w,i} + \frac{1}{2}u_{w,i}^2) + q\pi d_i y \quad (7)$$

其中 $h_{v,i+1} = f_1(T_{v,i+1}, p_{v,i+1})$, $h_{w,i+1} = f_2(T_{w,i+1})$ (根据饱和水的假定) 分别为蒸汽及减温水焓

根据假定 (2) 有: $u_{v,i+1} = u_{v,i+1}$; $u_{w,i} = u_{w,i}$ (8)

根据假定 (6), 对减温水有状态方程:

$$T_{w,i+1} = 178.7 p_{v,i+1}^{0.6} - 0.6 p_{v,i+1} \quad (9)$$

其中: T 为饱和水温度 (K), $p_{v,i+1}$ 的单位是 MPa 当 $p_{v,i+1}$ 变化不大时 (这在工程上是满足的), 可近似认为水温不变, 等于初始蒸汽压力下的饱和水温 而饱和水密度 $\rho_{w,i+1} = f_3(p_{v,i+1})$ (10)

根据假定 (6), 对过热蒸汽有状态方程:

$$p_{v,i+1} = f_4(\rho_{v,i+1}, T_{v,i+1}) \quad (11)$$

在流动过程中蒸汽与减温水所占流通面积之和应该等于管道截面积, 所以有

$$\frac{m_{v,i+1}}{\rho_{v,i+1}u_{v,i+1}} + \frac{m_{w,i+1}}{\rho_{w,i+1}u_{w,i+1}} = A_{i+1} \quad (12)$$

设减温水滴粒径为 d_w , 引入减温水滴体积颗粒

$$\text{密度 } n_{w,i+1} = \frac{m_{w,i+1}}{(\rho_w \pi / 6 d_w^3) u_{w,i+1} A_{i+1}} \quad (13)$$

则控制体内的减温水滴颗粒数 n 为:

$$n_{i+1} = n_{w,i+1} A_{i+1} y$$

根据假设 (4) 有 $n_{w,i} u_{w,i} A_i = n_{w,i+1} u_{w,i+1} A_{i+1}$ (14)

当微元体取得足够小时, 可以近似认为 i 截面上的汽与水的温度分别与 $i+1$ 截面上的相等, 因此, 根据传质方程我们可以求得从 i 截面到 $i+1$ 截面水的蒸发量^[5]:

$$m_{w,i} - m_{w,i+1} = n_{w,i} \pi d_{w,i} (\frac{\lambda_v}{C_{p_v}})_{i+1} Nu_i / n [1 + \frac{C_{p_v}(T_{v,i} - T_{w,i})}{T_w}] \quad (15)$$

其中: $d_{w,i}$ 为减温水滴粒径;

$$Nu = 2 + 0.6 Re^{0.5} Pr^{0.33},$$

$$Re = |u_w - u_v| d_w / \nu_v;$$

C_{p_v} 为过热蒸汽定压比热;

λ_v 为过热蒸汽导热系数

以上共有方程 11 个, 在求解截面 $i+1$ 上的参

数时认为截面 i 上的参数为已知, 故上述方程中的未知数为: $m_{v,i+1}, m_{w,i+1}, u_{v,i+1}, u_{w,i+1}, p_{v,i+1}, T_{v,i+1}, T_{w,i+1}, \rho_{v,i+1}, \rho_{w,i+1}, n_{w,i+1}$ 和 $d_{w,i+1}$ 共 11 个, 因而方程组封闭可解

3.2 数学模型的求解

求解时, 首先按照方程 (1) ~ (4) 计算得出颗粒初始的稳定直径 (该直径为最宜流束破碎的波长对应的粒径), 然后取定截面 i 到截面 $i+1$ 的距离 (步长) 由截面 1 往流动方向的下游计算, 直到 $m_{w,i+1} / m_{w,1} < \epsilon$, 其中 ϵ 是设定的已知小量, ϵ 趋于 0 补充条件是: 如果 $|T_{w,i+1} - T_{v,i+1}| < \delta$ (δ 为已知小量), 计算中断 因为当蒸汽温度与减温水滴的温度趋于零时, 蒸汽已无法汽化减温水滴

3.3 求解示例

对谏壁电厂 6 炉 I 级乙侧的旋涡型喷水减温器为例进行了求解. 之所以采用这个例子是因为谏壁电厂和东方锅炉厂曾于 1977 年 3 月对该喷水减温器进行过热态试验^[6], 取得了大量试验数据, 可根据这些实际数据来校验所建立的数学模型

该减温器有关参数如下: 混和管是直管型, 管径为 $\Phi 200 \times 6 \text{ mm}$; 喷水温度为 200°C , 流量 11.58 t/h ; 蒸汽流量 206.5 t/h , 温度 380°C ; 喷嘴处蒸汽压力 9.61 MPa 该减温器上采用旋涡型喷嘴, 进水孔径为 36 mm , 喷孔直径为 24 mm , 偏心距 32 mm ; 喷嘴压降为 0.148 MPa 试验实测结果: 蒸汽减温幅度为 35°C , 该喷水减温器的汽化长度约为 2.0 m , 其判据为当内衬混和管管壁温度等于减温器蒸汽出口温度时, 减温水已全部蒸发完毕. 根据伯努利方程及动量守恒, 可以得到确定旋涡型喷嘴出口液膜厚度的公式:

$$Q = \rho \pi (r_2^2 - r_1^2) \sqrt{\frac{2\Delta P}{\rho} + W_1^2 (1 - \frac{r_1^2}{r_2^2})} \quad (16)$$

$$\delta = r_2 - r_1 \quad (17)$$

式中: Q 为工质质量流量 (kg/s); ρ 为工质密度 (kg/m^3); ΔP 为喷嘴压降 (Pa); r_2, r_1, r_1 分别为喷嘴偏心距、出口半径及喷嘴出口处蒸汽核心的半径 (m); W_1 为喷嘴进口截面上工质的流速 (m/s)

由式 (16), (17) 得到初始液膜的厚度为 3.62 mm ; 由此根据式 (1) ~ (4) 得到初始稳定的水滴直径为 $89.8 \mu\text{m}$ 然后根据式 (5) ~ (15) 计算得到的结果如下表所示

液相最终流量	汽相最终流量	蒸汽最终温度 ($^\circ\text{C}$)	减温幅度 ($^\circ\text{C}$)	蒸汽流速 (m/s)	减温后蒸汽压力 (MPa)	汽化长度 (m)	初始粒径 (μm)
0	60.58	348	32	51.3	9.624	2.12	89.8

从上表所列数据来看, 减温后蒸汽压力值与试

验值差别不大(试验中二级减温器的进口蒸汽压力为 9.5 MPa);减温幅度试验实测为 35°C ,计算所得为 32°C ;同时计算得到的减温水汽化长度为 2.12 m ,与试验值十分接近

本文还对其它试验工况作了计算,所得汽化长度均在 2.5 m 以内,与热态试验值相符,这说明上述数学模型基本上反映了减温水破碎、汽化的物理规律。

4 结语

本文从液体破碎的基本原理出发,分析了减温水初始液滴的形成、二次破碎及其汽化过程;在此基础上建立了有关数学模型,对蒸汽及减温水的内部流动过程作了数值模拟,所得结果与热态试验值符合较好。这说明该数学模型较好地反映了减温水液滴形成、二次破碎及汽化的物理实质,可以用于喷水

减温器关于汽化长度的设计和优化。

参考文献

- 1 [英]比埃尔 J M, 切给尔 N A 著. 燃烧空气动力学. 科学出版社, 1979. 10.
- 2 Pilch M & Erdman C A. Use of breakup time data and velocity history data to predict the maximum size of stable fragments for acceleration-induced breakup of a liquid drop. *Int. J. Multiphase Flow*, 1987, 13(6): 741~ 757.
- 3 汪海清等. 燃油喷射汽化机理的探讨. 燃料科学与技术, 1995. 3.
- 4 林宗虎编著. 气液两相流和沸腾传热. 西安交通大学出版社, 1987. 6.
- 5 [中]周力行著. 湍流气粒两相流动和燃烧的理论及数值模拟. 陈文芳, 林文漪译. 科学出版社, 1994. 12.
- 6 谏壁电厂 6 炉旋涡型喷水减温器热态试验. 技术通讯, 1978. 4.

(复 编)

· 简讯 ·

清洗燃机新方法

据“*Mechanical Engineering*”1998年3月号报道,压气机叶片表面上的沉积物能降低压气机的效率,增加燃料消耗,运行温度和排放。

瑞典 *Jarfalla* 的 *Gas Turbine Efficiency* 公司研制了一种高压喷注系统,使用雾化液滴清洗燃气轮机,所需清洗液比原先传统的方法减少 90%。借助此方法,海上石油平台、电站、炼油厂和飞机的营运者减少了购置清洗液的费用、废清洗液处理的费用并减少了维护的停机时间,显著减少了设备的维护费用。

GTE 80I、*GTE 160I* 和 *GTE 400I* 燃气轮机清洗装置可分别用于功率不大于 $10 \text{ } 45 \text{ } 250 \text{ MW}$ 的工业、电力生产、船用燃气轮机。也设计了另外两种型号清洗系统, *GTE 30A* 用于 $0.5 - 10 \text{ MW}$ 燃机, *GTE 300 - 600A* 用于功率大于 250 MW 的燃机。*GTE* 公司已交付了 100 台燃机清洗装置,其中大多数用于 *ABB* 公司生产的燃机。

火电站长寿命陶瓷部件的开发

据“火力原子力发电”1997年11月报道,日本四国电力公司正在开发用于火电站的长寿命陶瓷材料。

火电站有经常损坏金属部件的许多高温、腐蚀和磨蚀的区域。精心制备的陶瓷通常是耐高温氧化、耐腐蚀和不磨损的。但是,它们很脆,不易生产。所以,以前开发陶瓷部件的尝试往往不能以合理的价格得到可靠的陶瓷部件。

四国电力公司采用导电和细密的 *SiC* 得到能耐高温氧化的火焰探测杆。细粒纯铝粉末和第二步铸造过程结合成功地得到不腐蚀和不磨损的涤气器雾化喷嘴。基底金属匀滑的修整和 *TiN* 离子镀敷过程的优化均在原来钢制的燃烧器板上加上一层十分硬的粘结层,使之能抗原油中硅石粒子的腐蚀。

(思娟 供稿)

A group of formulas for calculating the working medium flow distribution factor of a thermodynamic system is described in this paper. With the help of this group of formulas it is possible to simplify the method for calculating a power plant thermodynamic performance. Such a calculation constitutes a basis for the analysis of a power plant thermodynamic system by the use of the second law of thermodynamics. **Key words** cycle function method, heating unit, flow rate factor

喷水减温器内部过程的数值模拟 = **Numerical Simulation of the Internal Process of a Spray Water Desuperheater**[刊, 中]/Lou Gang, Zhang Mingchuan (Shanghai Jiaotong University)//Journal of Engineering for Thermal Energy& Power. - 1998, 13(5). - 360~ 363

Proceeding from the basic principle of liquid breakage the authors have proposed a physical model describing the formation of initial liquid drop following the spray of desuperheating water from a nozzle into a steam flow, secondary breakage and a vaporization following this. On the basis of the above a proper assumption is introduced and a numerical simulation conducted with respect to the interaction of the steam and desuperheating water as well as its flow process. As a result, a quantitative description is obtained of the vaporization length. **Key words** desuperheating water, vaporization length, numerical simulation

DMC - 502锅炉微机控制系统 = **A Microcomputer-based Control System for a DMC-502 Boiler** [刊, 中]/Song Hongtao (Harbin No. 2 Pharmaceutical Factory), Li Biao (Harbin Bank Electronics Co. Ltd.)//Journal of Engineering for Thermal Energy& Power. - 1998, 13(5). - 364~ 366

应用极性相关技术在线测量高温烟气流速 = **On-line Measurement of High-temperature Gas Flow Speed through the Use of Polarity Correlation Techniques**[刊,中]/Zhou Jie, Yuan Zhenfu, Pu Xingguo, et al (Zhejiang University) //Journal of Engineering for Thermal Energy& Power. - 1998, 13(5). - 367~ 369

By the use of a measurement system based on a single-chip microcomputer MCS 51 series and self-developed expansion system (including software) conducted is a successful on-line measurement of high-temperature gas flow speed in a piping. With the help of a novel zero-cross time sampling method and zero-cross time algorithm the above-cited system underwent a polarity correlation treatment of the gas flow noise signal. A rapid search of a time-delay value corresponding to a peak value was conducted and on this basis a measurement speed obtained. The tests show that the measurement technique features high precision, short measurement time and high reliability, thus making it suitable for industrial site on-line measurement. **Key words** polarity correlation, flow speed, on-line measurement, high-temperature gas