

# 有限长厚壁管在过冷沸腾状态下的热应力响应<sup>1)</sup>

陈君若 王洪纲 管一弘  
(昆明理工大学基础部, 昆明 650093)

**摘要** 在求得有限长厚壁管水淬时瞬态温度分布的基础上<sup>[1]</sup>, 引入了包含相变的热弹性本构方程的增量形式. 用有限元法求得了瞬态热应力和残余应力. 对影响热应力和残余应力的各种因素进行了分析和讨论.

**关键词** 热应力, 相变, 形状系数, 过冷沸腾

## 引言

厚壁管是常见的淬火工件之一. 当有限长厚壁管被加热到奥氏体化温度并保温后, 沿其轴线方向垂直放入淬火介质时, 工件的内外面因与介质直接接触, 而产生激烈的热交换. 研究表明<sup>[2]</sup>, 此时厚壁管的外表面处于大容器过冷沸腾 (Pool Subcooling Boiling) 状态; 而内表面除大容器过冷沸腾换热外, 还有由于介质容积相对较小, 介质因受热向上移动引起的自然对流换热. 由于工件内外壁的冷却不一致, 将影响到各点的应力响应. 此外, 由于形状原因而导致内表面各点之间的热辐射<sup>[3,4]</sup>、各种物相变化时所释放的潜热都将影响到瞬态热应力和残余应力, 使得数值求解更为困难.

本文在参考前人工作的基础上<sup>[5~8]</sup>, 运用包含变物性、相变量、形状系数以及内外表面不同的非线性边界条件的热传导控制方程组, 求得了有限长厚壁管工件在过冷沸腾状态下, 工件上各点的瞬态温度分布. 引入了包含各种物相变化的热弹性本构方程, 并用有限元法求解了该方程.

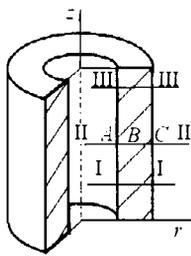


图 1 试样  
Fig. 1 Specimen

得到了有限长厚壁管工件各点在不同时刻的热应力分布. 并就相变、形状对热应力的影响进行了分析讨论.

本文所讨论的有限长厚壁管试样如图 1 所示. 所用材料为碳钢, 主要成分为: (%) C 0.44, Si 0.22, Mn 0.66,  $P < 0.035$ ,  $S < 0.035$ . 具体尺寸为: 外径  $\times$  内径  $\times$  高 =  $\phi 40\text{mm} \times \phi 20\text{mm} \times 60\text{mm}$ . 淬火温度为  $860\text{ }^\circ\text{C}$ ; 淬火介质为  $20\text{ }^\circ\text{C}$  的水.

## 1 热传导控制方程组

为了更准确地描述有限长厚壁管在水淬时复杂的热交换过程, 采用如下的热传导控制方程组<sup>[1~3]</sup>

<sup>1)</sup> 云南省自然科学基金重点资助项目.

1996 - 04 - 24 收到第一稿, 1996 - 12 - 17 收到修改稿.



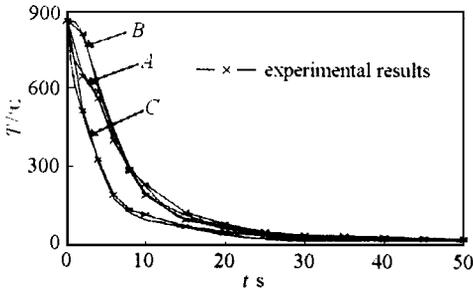


图 2 A, B 和 C 点瞬态温度及与实测值比较

Fig. 2 A comparison of transient temperature and experiments at points A, B and C

将(2), (3)代入(1), 运用有限元法求解, 得到图 1 所示试件各点的瞬态温度分布, 如图 2 所示.

图 2 表明, 在同一时刻, A 点温度明显高于 C 点, 这是由于 A 点所处的内壁存在着因形状引起的热辐射和因介质容积小, 换热强度小于外壁而引起的.

### 2 包含相变的热弹塑性本构方程

在有限长厚壁管工件的淬火过程中, 由于不同的冷却速度和在不同的温度区间, 高温奥氏体可能发生向铁素体, 珠光体, 贝氏体和马氏体的转变. 由于各种转变产物具有不同的热膨胀系数和弹性模量, 因而造成各点在不同时刻有不同的热应力和相变应力, 故在热弹塑性本构方程中必须考虑相变的影响.

设  $E_{ijmn}(T)$  和  $\alpha(T)$  分别为随温度和相成分变化的弹性模量和热膨胀系数. 即

$$\left. \begin{aligned} E_{ijmn}(T) &= \frac{K}{L} E_{ijmn}^L(T) + (1 - \frac{K}{L}) E_{Aijmn}(T) \\ \alpha(T) &= \frac{K}{L} \alpha^L(T) + (1 - \frac{K}{L}) \alpha_A(T) \end{aligned} \right\}$$

(6)

采用各向同性强化模型

$$\bar{\sigma} = F \left( \bar{d}^{pl}, T \right) \tag{7}$$

式中  $\bar{d}^{pl}$  和  $\bar{\sigma}$  分别表示等效塑性应变和等效应力. 取其微分形式

$$\frac{\partial \bar{\sigma}}{\partial \bar{d}^{pl}} d \bar{d}^{pl} = \frac{\partial F}{\partial \bar{d}^{pl}} d \bar{d}^{pl} + \frac{\partial F}{\partial T} d T \tag{8}$$

以  $\bar{\epsilon}_{tr ij}$  和  $\bar{\epsilon}_{ij}$  分别表示淬火过程中各种相变产生的相变应变分量的统一表述符号和材料的总应变. 它们的增量形式分别为  $d \bar{\epsilon}_{tr ij}$  和  $d \bar{\epsilon}_{ij}$ . 则

$$d_{ij} = d_{ij}^e + d_{ij}^{pl} + d_{ij}^T + d_{ij}^{tr} \quad (9)$$

将(6), (8)式代入(9), 整理后就得到包含相变及变物性的热弹塑性本构方程的增量形式

$$d_{ij} = E_{ijmn}^{ep}(T) \left\{ d_{mn} \left[ \frac{d[E_{ijmn}]}{dT} \right]^{-1} + (T)_{mnij} dT - d_{mn}^{tr} + \text{膨胀} \right. \\ \left. \frac{\frac{\partial^-}{\partial_{mn}} \cdot E_{ijmn} \cdot \frac{\partial F}{\partial T}}{\frac{\partial F}{\partial^{pl}} + \frac{\partial^-}{\partial_{rs}} \cdot E_{rskl} \cdot \frac{\partial^-}{\partial_{kl}}} \right\} \quad (10)$$

式中  $E_{ijmn}^{ep}(T)$  可表示为

$$E_{ijmn}^{ep}(T) = E_{ijmn}(T) \left[ 1 - \frac{\frac{\partial^-}{\partial_{fg}} \cdot E_{fguv}(T) \cdot \frac{\partial^-}{\partial_{uv}}}{\frac{\partial F}{\partial^{pl}} + \frac{\partial^-}{\partial_{rs}} \cdot [E_{rskl}(T)]^T \cdot \frac{\partial^-}{\partial_{kl}}} \right] \quad (11)$$

### 3 计算结果及讨论

在已获得有限长厚壁管各点瞬态温度分布的基础上, 用有限元法求解方程(10), 现将计算结果讨论如下:

#### 3.1 瞬态热应力响应

图 3 分别给出了试样上, 和 截面不同时刻的轴向, 径向和环向应力沿径向的分布。

图 3 表明:

1) 不同截面的瞬态热应力是不一样的. 这是由于在有限长厚壁管的水淬过程中, 不同的截面位置, 以及同一截面上的各点具有不同的冷却速度所致。

2) 瞬态热应力往往先在靠近内壁处形成一个应力高峰, 然后这个应力高峰沿径向逐步向外壁移动, 到达外表面时, 应力被释放. 但不久一个新的应力高峰又在内壁附近形成. 每一个应力高峰对应有不同的应力值, 这与当时所对应的温度梯度和相变区域有关。

3) 计算结果表明, 最大应力值出现在 5 ~ 10 s 之间. 此时工件中部仍处于高温塑性区, 应力可以通过产生塑性变形得到缓解; 而工件表面(特别是外表面), 已达到塑性较差的低温区, 故这一阶段是出现开裂的危险时段。

4) 轴向应力  $\sigma_z$  和环向应力  $\sigma_\theta$  的最大值往往发生于工件的内外表面; 而径向应力  $\sigma_r$  的最大值多发生于工件的内外壁附近. 这些地方是出现开裂的危险区域. 这与工程中厚壁管工件水淬后常见的裂纹分布状态是一致的。

5) 工件上的各点在淬火的大部分时间处于拉应力状态, 残余应力中的三向应力也均为拉应力. 因而容易导致开裂. 鉴于此, 有限长厚壁管工件水淬后, 不宜于承受拉应力载荷, 以免出现应力叠加, 导致承载能力下降。

6) 15 s 以后, 应力响应变化幅度逐步变小. 40 s 后, 变化趋于平稳. 工件上各点温度趋于介质温度, 此时的应力状态已趋于残余应力状态。

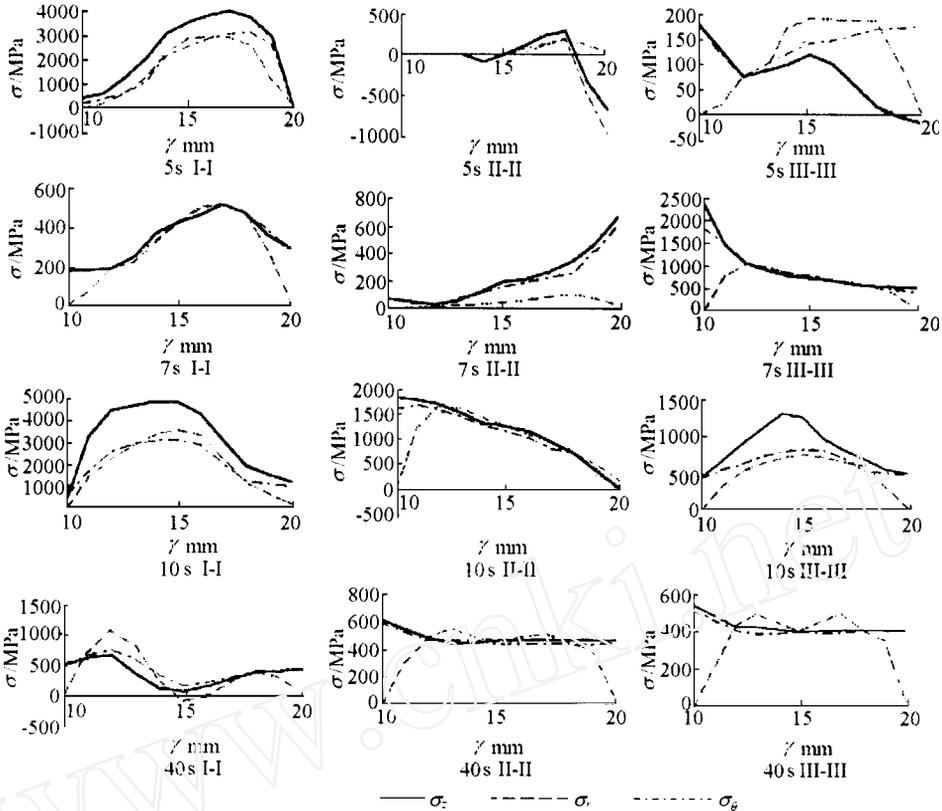


图 3 试样 , , 截面不同时刻瞬态热应力响应

Fig. 3 Transient thermal stress responses at various instants on section , ,

### 3.2 相变对应力响应的影响

计算结果表明<sup>[1]</sup>, 图 1 所示有限长厚壁管水淬时各单元的马氏体相变量达 96 % 以上, 只有少量的铁素体, 珠光体, 贝氏体和残余奥氏体存在. 故相变对应力响应的影响主要来自于马氏体相变.

由于发生各种相变时均要释放数量不等的潜热<sup>[9]</sup>, 这些热量缓解了冷却速度, 因而考虑相变时的应力变化幅度小于不考虑相变时的应力变化幅度. 从这个意义上说, 各种相变均起到了缓解热应力的作用. 但另一方面, 马氏体相变时体积要膨胀, 由此而产生的相变应力(组织应力)对热应力的变化幅度也会产生影响, 这一影响取决于各单元马氏体相变量的多少以及单元的热应力状态. 无论如何, 相变对热应力的分布有较大影响, 忽略这种影响将给计算带来较大误差. 如图 4 所示.

### 3.3 工件形状对应力响应的影响

有限长厚壁管工件内表面由于形状原因而产生各点之间的热辐射, 使得在淬火初期, 内壁各点的温度下降速度变缓, 从而影响瞬态热应力分布.

由图 5 可以看出, 热辐射也同样起到了缓解热应力的作用, 但其影响明显小于相变对热应力的影响. 虽然热辐射主要发生在淬火初期<sup>[1]</sup>, 但由于当前时刻的应力状态与前一时刻的应力状态有关, 故热辐射对热应力的影响将持续到淬火完毕.

### 3.4 相变、工件形状对应力响应的综合影响

图 6 为考虑和不考虑相变、工件形状对热应力影响的比较.

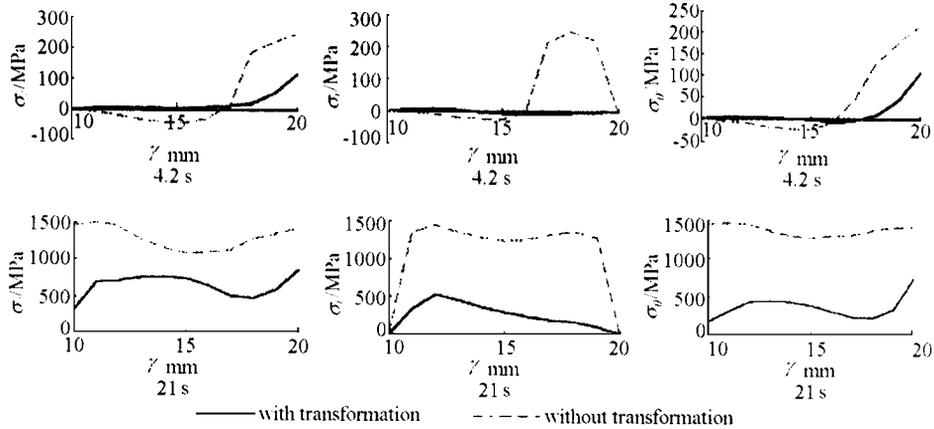


图 4 4.2 s, 21 s 截面考虑和不考虑相变时应力响应的比较

Fig. 4 A comparison of thermal stress response with phase transformation and that without phase transformation at 4.2 s and 21 s on section

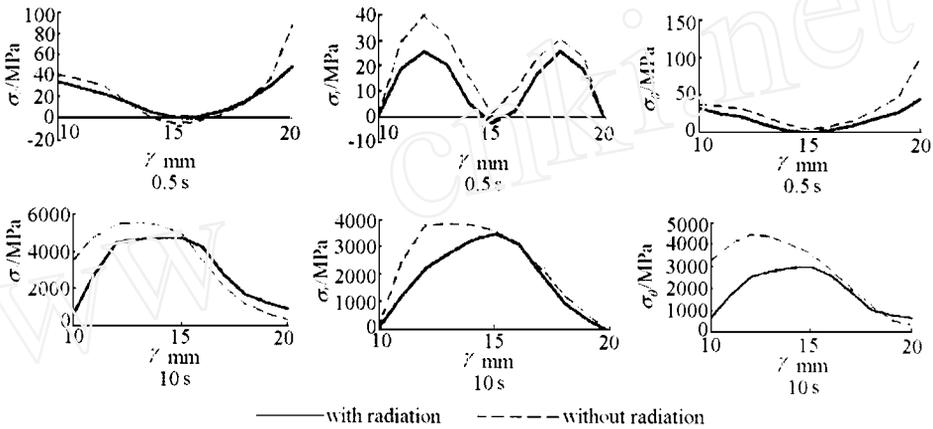


图 5 0.5 s, 10 s 截面考虑和不考虑辐射时应力响应的比较

Fig. 5 A comparison of thermal stress response with heat radiation and that without heat radiation at 0.5 s and 10 s on section

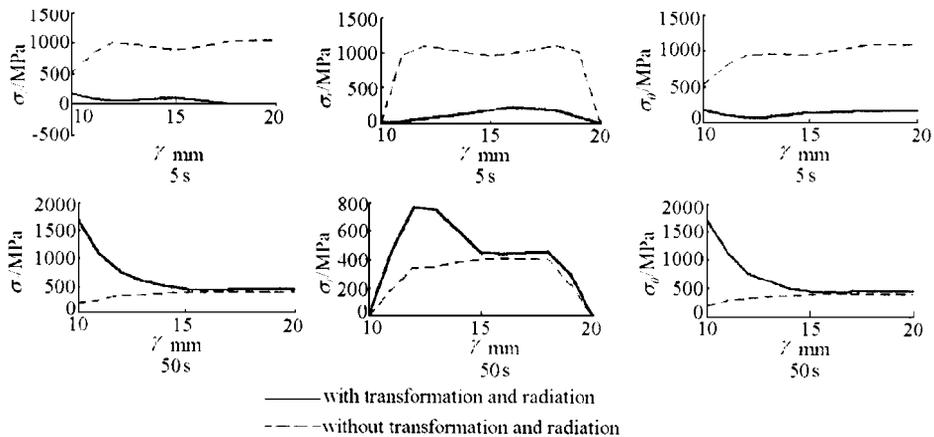


图 6 5 s, 50 s 截面考虑和不考虑相变, 热辐射应力响应的比较

Fig. 6 A comparison of thermal stress response with phase transformation, heat radiation and that without phase transformation and heat radiation at 5 s, 50 s on section

相变和热辐射均降低了各点的冷却速度,缓解了热应力,这由图 6(a)可以看出.但由于冷却速度的变慢而使得有限长厚壁管的淬火过程比忽略相变和热辐射时要长.换句话说,当不考虑两者的热应力已趋于平稳时,考虑这两项因素的热应力仍在变化之中,图 6(b)可以说明这一点.但相变和热辐射的存在最终仍不能改变有限长厚壁管水淬过程中的应力分布仍为热应力型分布这一事实.

## 4 结 论

1) 本文在方程组(1)的基础上,运用方程(10)来定量求解有限长厚壁管工件水淬时的瞬态热应力分布和残余应力分布,计算结果与实际情况相符.

2) 相变和工件形状对瞬态热应力分布和残余应力分布均有影响,相比之下,相变的影响更大一些.但有限长厚壁管在水淬过程中,仍是热应力起主要作用.

3) 有限长厚壁管在水淬过程中,大部分时间处于拉应力状态,当应力峰值超过对应温度下材料的强度极限时,有出现裂纹的倾向.此外,由于三向残余应力均为拉应力,故此类工件水淬后承受拉应力载荷是不利的,更适于承受压应力载荷.

## 参 考 文 献

- 1 Chen J R et al. *Journal of Materials Processing Technology*, 1997, 63: 554 ~ 558
- 2 陈君若等. *金属热处理学报*, 1993, 14(1): 42 ~ 49
- 3 Chen J R et al. *Proc Thermal Stresses 95. Japan*, 1995, 299 ~ 302
- 4 Siegel R, Howell J R. *Thermal Radiation Heat Transfer. Second Edition. Hemisphere and McGraw - Hill*, 1981
- 5 Noda N et al. *Acta Mechanica*, 1986, 58(3 ~ 4): 175 ~ 191
- 6 Iwaki Toshihiro. *Experimental Mechanics*, 1986, 26(2): 163 ~ 168
- 7 Takeuti Y, Noda N. *J of Applied Mechanics*, 1978, 45(4): 817 ~ 821
- 8 Tursat A et al. *Proc Numerical Methods in Thermal Problems. Seattle, USA*, 1983. 292 ~ 301
- 9 高守义等. *大连理工大学学报*, 1989, 29(2): 183 ~ 190

## THERMAL STRESS RESPONSE OF A FINITE LENGTH THICK WALL TUBE UNDER SUBCOOLING BOILING BOUNDARY CONDITION

Chen Junruo Wang Honggang Guan Yihong

( Kunming University of Science and Technology, Kunming 650093, China )

**Abstract** Based on a transient temperature distribution of finite length thick-wall tube, which is obtained by solving the governing equations with phase transformation, shape coefficients and subcooling boiling boundary conditions considered, the increment form of thermal elastoplastic constitutive equation is derived and solved by means of Finite Element Method. The transient thermal stresses and residual stresses are obtained and the influencing factors on the thermal stresses are analyzed and discussed.

**Key words** thermal stresses, phase transformation, shape coefficient, subcooling boiling