

Ti2AlNb 结构件高压气淬过程数值模拟

刘晓燕¹, 张琪¹, 杨艳慧², 杨西荣¹, 高飞龙¹

(1. 西安建筑科技大学 冶金工程学院, 陕西 西安 710055)

(2. 西北工业大学 材料学院, 陕西 西安 710072)

摘要: 高压气淬过程中, 由于冷却速率较大, 工件易产生热应力, 甚至发生塑性变形或开裂, 因此能准确预测高压气淬过程中工件热应力分布对于工业生产尤为重要。本研究运用计算流体力学法建立了交流流动型立式高压气淬炉气淬过程的数值传热和湍流模型, 模拟了 Ti2AlNb 超塑成形/扩散连接空心结构件的气淬过程, 并通过间接耦合得到 Ti2AlNb 结构件气淬过程应力场。采用有限体积法划分了简化炉模型的网格, 并根据实际工况设定了边界条件。模拟结果显示, Ti2AlNb 空心结构件在气淬开始时四周边缘冷却较快, 心部冷却较慢, 随着时间的增加, 两侧冷却较快, 心部冷却较慢。温度的分布决定了热应力的分布, Ti2AlNb 结构件心部温度高, 边部温度低, 心部受边部的限制不能自由膨胀, 因此心部受压应力。气淬过程中热应力未超过屈服强度, 均属于弹性范围。

关键词: 高压气淬; 计算流体力学; 温度场; 热应力场

中图分类号: TG156.34; TG146.23

文献标识码: A

文章编号: 1002-185X(2022)01-0149-10

Ti2AlNb 合金由于其密度低、弹性模量高, 高温强度高和抗蠕变性能高等优点, 在航空航天和能源交通领域有很好的应用前景^[1]。Ti2AlNb 合金的室温变形性较差, 但在高温下具有较好的超塑性, 因此超塑成形/扩散连接 (superplastic forming/diffusion bonding, SPF/DB) 为其主要的加工方式之一^[2,3]。Ti2AlNb 合金的力学性能对组织变化较敏感, 进行 SPF/DB 后通常要进行热处理来调控其力学性能, 一般通过固溶时效来使其强度和塑性达到较优的组合^[4,5]。SPF/DB 成形的工件残余应力较小, 后续热处理时温度场不均匀所产生的热应力可能导致工件的变形或开裂。在固溶时效过程中, 通常采用高压气淬进行冷却, 冷却速度较大, 易产生热应力。因此, 针对工件在高压气淬过程中温度场及热应力应变场的研究对生产应用有很大的价值。

高压气淬过程中, 工件的温度分布与气体流动状态密切相关。而炉内气体流动状态受众多因素影响, 包括风道设计, 工件形状尺寸, 气淬压力和装炉量等, 通过实验或经验来研究高压气淬过程中工件热应力应变成本较高且效率较低^[6-9]。近年来, 随着计算流体力学 (computational fluid dynamics, CFD) 软件的开发, 越来越多的学者开始运用 CFD 方法研究高压气淬过程。高压气淬过程中, 气体流动的常见类型包括单向流动型、交流流动型和喷嘴流动型^[10,11]。Wang^[12], Xu^[13], Elkatatny^[14], Wang^[15,16]等运用 CFD 方法对喷嘴式高压

气淬炉进行了研究, 当炉内气体流动稳定后, 喷嘴式高压气淬炉的每个喷嘴处冷却气体流速基本不变, 因此可将实测的喷嘴口流速作为模拟的边界条件, 大大节约了计算资源并提高了模拟精度。对于交流流动型高压气淬炉的研究相对较少, 交流流动型高压气淬炉进出气口结构复杂, 且随着时间变化气体流动方式交替变化, 进出气口边界条件难以定义。交流流变型高压气淬炉适用于大长径比工件, 气流方向与工件轴向一致, 温度分布更加均匀。本研究及后续实验零件均为薄壁件, 因此选用交流流动型气淬炉, 建立了 SPF/DB Ti2AlNb 空心结构件在 HZQL-80 型交流流动型高压气冷真空炉中的气淬模型, 得到 Ti2AlNb 结构件温度场, 并通过流固耦合预测了 Ti2AlNb 结构件在气淬过程的热应力分布, 从而对 Ti2AlNb 结构件的热处理工装设计以及交流流动型高压淬火炉的工况控制提供参考。

1 高压气淬炉结构及冷却介质流动路径

实验所用气淬炉为北京华翔公司制造的 HZQL-80 型立式高压气冷真空炉, 冷却介质为氩气。其主要结构以及气淬时气体流动路径如图 1 所示, 表 1 为高压气淬炉均温区尺寸和主要技术参数。由图 1 可知, 高压气淬炉系统由风机、换热器、隔热屏、挡板、控气阀门及炉壳等组成, 图中带箭头的红色线表示与

收稿日期: 2021-01-16

基金项目: 国家自然科学基金 (51474170); 陕西省教育厅重点实验室项目 (20JS075)

作者简介: 刘晓燕, 女, 1980 年生, 博士, 副教授, 西安建筑科技大学冶金工程学院, 陕西 西安 710055, Email: liuxiaoyan@xauat.edu.cn

工件换热后温度升高的热气体，带箭头的蓝色线表示经过换热器冷却后温度降低的冷却气体。气淬开始后，离心风机旋转，心部形成负压区，将炉膛内的热气体经过换热器冷却为冷却气体后吸入风机内部，再由风机的径向吹出，冷的气体经过上(下)导风管及上(下)阀门重新吹进炉膛内，对处于均温区的工件冷却，冷却气体吸走工件热量后变为热气体，热气体再经过下(上)阀门和通道流入换热器和风机，图 1a 为气体流动路径 1，图 1b 为气体流动路径 2。上下阀门控制气体流动路径的变化，每隔 10 s 气体流动路径 1,2 交替一次。经过交替循环，一方面使工件温度场更加均匀，另一方面使风机处压力趋于平衡。图 2 为实验和模拟所用 Ti2AlNb 空心结构件及尺寸，单位为 mm，Ti2AlNb 空心结构件为薄壁工件，壁厚仅 1.7~3.4 mm。

Ti2AlNb 结构件的固溶时效热处理制度包括加热，保温和气淬阶段，如图 3 所示。固溶温度为 980 °C，时效温度为 800 °C，冷却方式均为气淬。980 °C 开始气淬温度变化最剧烈，Ti2AlNb 结构件最易产生热应力应变，因此建立 Ti2AlNb 结构件从 980 °C 气淬至室

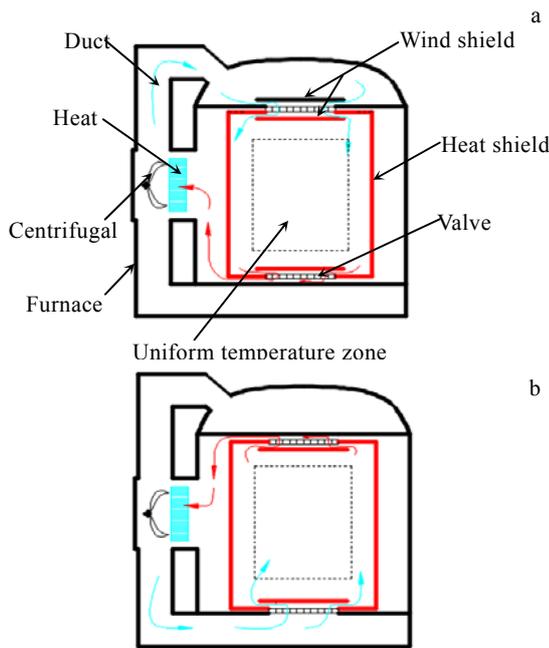


图 1 高压气淬炉主要结构和气体流动路径

Fig.1 Main structure of high pressure gas quenching furnace and gas flow paths: (a) flow path 1 and (b) flow path 2

表 1 HZQL-80 型立式高压气淬真空炉主要参数

Table 1 Main parameters of HZQL-80 vertical high pressure gas quenching vacuum furnace

Uniform temperature zone size/mm	Maximum temperature/°C	Working vacuum/ $\times 10^{-2}$ Pa	Gas quenching pressure/ $\times 10^5$ Pa
$\phi 500 \times 600$	1350	1.33	0~6

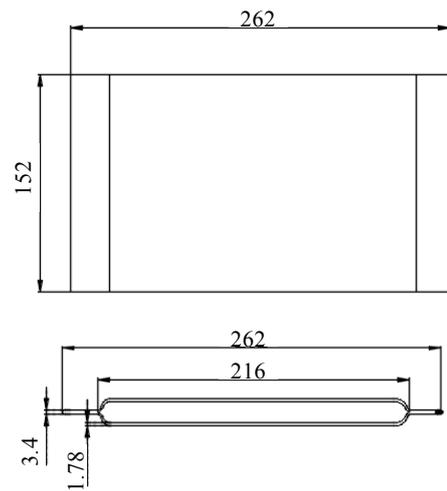


图 2 Ti2AlNb 空心结构件尺寸

Fig.2 Size of Ti2AlNb hollow workpiece

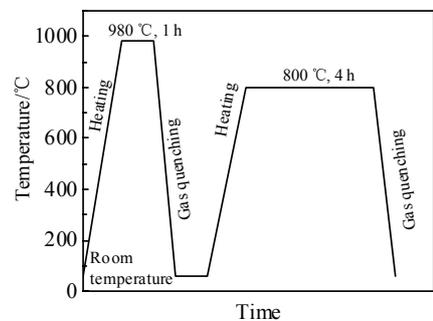


图 3 Ti2AlNb 结构件固溶时效热处理制度

Fig.3 Solid solution and aging heat treatment process of Ti2AlNb workpiece

温的模型。工件在 980 °C 真空炉内保温结束后，炉腔内迅速充入 3.8×10^5 Pa 的氩气。充气结束后，风机和换热器开始工作，将炉内热量不断带走，工件温度逐渐降低，气淬过程用时 30 min。由于充气阶段持续时间较短，且工件的温降很小，因此忽略充气阶段，只进行循环冷却阶段的模拟。

2 高压气淬模型的简化及边界条件

2.1 高压气淬模型的简化

为了合理分配计算资源，对模型进行如下合理简化：

- (1) 忽略密度变化对气体流动产生的浮力影响；
- (2) 忽略 Ti2AlNb 结构件淬火过程中的相变；
- (3) 淬火过程中，辐射作用较小，因此忽略了辐射传热，传热方式为对流和热传导；

- (4) 炉壳为双壁水冷结构且温度不超过 35 °C，炉壳内壁与炉内氩气接触，也参与了炉内氩气的降温，将炉壳简化为无壁厚的恒温 (35 °C) 壁面；

(5) Ti2AlNb 工件壁面采用 Coupled wall 边界条件, 即 Fluent 根据流固边界的热流密度平衡得出换热系数;

(6) 炉中隔热屏由 6 层全金属辐射屏组成, 内 3 层为厚度 0.5 mm 钼片, 外 3 层为总厚度 5 mm 的不锈钢片, 层与层之间留有空隙。由于钼的比热容较小, 导热率较高, 且钼层主要用于加热, 因此忽略内层钼片, 将隔热屏简化为 5 mm 的不锈钢片;

(7) Ti2AlNb 结构件为空心薄板, 在气淬实验时用钢丝悬挂于炉腔均温区内, 不考虑载物台对其影响, 因此模型中不包括载物台;

(8) 阀门采用 Dynamic mesh 简化, 风机采用滑移网格进行简化;

(9) 换热器由冷却水管和翅片构成, 如图 4 所示, 翅片属于密集细小结构, 采用多孔介质简化。换热量根据冷却水管进水口和出水口温差确定, 并使用自定义函数 (user-defined function, UDF) 体积热源进行简化。总的来说, 换热器被简化为带有体积热源的多孔介质。

2.2 多孔介质参数确定

多孔介质模型可以用来简化滤纸、土壤、管排、百叶窗等具有非常小的结构和孔隙, 其原理是将流体区域中固体结构的作用看成是附加在流体上的分布阻力。多孔介质所需参数有: 孔隙率、惯性阻力系数和粘性阻力系数。这些参数根据对换热器局部单元的性能模拟得到, 即对局部单元进行模拟, 得到不同速度下该单元对氩气产生的压降, 再根据达西定律等计算得到惯性阻力系数和粘性阻力系数^[17]。对于翅片式换热器, 由于 y 和 z 方向翅片对于流体的作用一致, 如图 4 所示, 参数的确定只需进行 2 个方向的模拟, 即 x 和 y 方向。图 5 为 9 m/s 的氩气分别经过换热器一排管排和翅片的 x 和 y 方向后的压力云图, 从图 5 可以

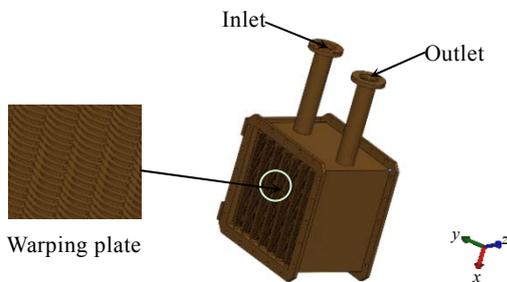


图 4 换热器几何模型

Fig.4 Geometric model of heat exchanger

看出, 氩气经过换热器元件后产生了压降。表 2 为不同流动速度下氩气产生的压降。表 3 为根据压降得出的惯性阻力系数和粘性阻力系数。

2.3 初始条件

Ti2AlNb 结构件在 980 °C 保温结束后, 真空炉内迅速充入 3.8×10^5 Pa 冷却氩气, 从炉温监测表可得, 充气结束时炉内温度降低了 30 °C, 由于充气时间较短, 气淬模型中忽略充气阶段, 只进行循环冷却阶段模拟。因此气淬模型的初始条件为炉内充满 950 °C 的 3.8×10^5 Pa 氩气, Ti2AlNb 结构件和隔热屏的温度均匀且为 980 °C。初始态的上阀门打开, 下阀门关闭, 因此前 10 s 气体流动路径为流动路径 1, 如图 1a 所示。

2.4 物性参数

氩气模型采用不可压缩理想气体模型, 操作压力为 3.8×10^5 Pa, 即氩气的密度只与温度有关。Ti2AlNb 合金随温度变化的热物性参数如表 4 所示。热应力场计算所需力学性能参数如表 5 所示。

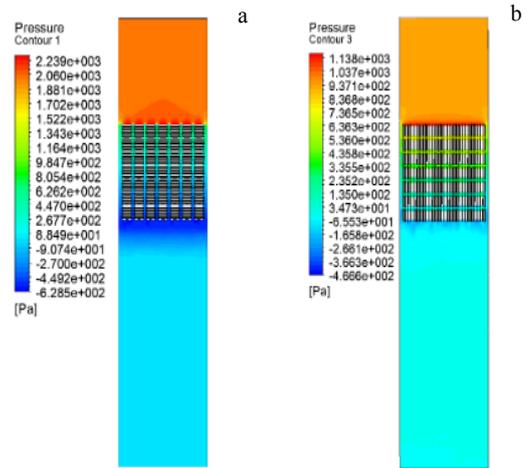


图 5 x 和 y 方向的压力云图

Fig.5 Pressure distribution of x (a) and y (b) direction

表 2 不同流动速度下压降

Velocity/ $m \cdot s^{-1}$	3	6	9	12	15	18
Pressure drop in x direction/Pa	266	1037	2240	4067	6314	9049
Pressure drop in y and z direction/Pa	108	424	958	1711	2641	3737

表 3 不同方向粘性阻力系数和惯性阻力系数

Table 3 Viscous resistance coefficient and inertial resistance coefficient at different directions

Direction	Viscous resistance coefficient, $1/\alpha$	Inertial resistance coefficient, C_2
x	110 000	32.057
y, z	2 400 000	12.5

表 4 Ti2AlNb 合金在不同温度下的热导率和比热容

Table 4 Thermal conductivity and specific heat capacity of Ti2AlNb alloy at different temperatures

Temperature/°C	100	200	300	400	500	600	700	800
Thermal conductivity/W·m ⁻¹ ·°C ⁻¹	7.25	9.23	11.4	13.7	16	18.1	19.9	21.1
Specific heat capacity/J·kg ⁻¹ ·°C ⁻¹	438	465	493	521	548	576	603	631

表 5 Ti2AlNb 合金在不同温度下的力学性能参数及热膨胀系数

Table 5 Mechanical properties and thermal expansion coefficient of Ti2AlNb alloy at different temperatures

Temperature/°C	100	200	300	400	500	600	700	800
Thermal expansion coefficient/×10 ⁻⁶ °C ⁻¹	8.22	8.91	9.4	9.71	9.92	10.04	10.38	10.63
Elastic modulus/GPa	120	115	110	110	110	110	105	105
Tangent modulus/GPa	1.2	1.13	1.11	1.08	1.07	1.04	1.03	1.00
Yield strength/MPa	1078	985	870	823	800	760	680	550

3 高压气淬过程中的传输方程

对高压气淬过程的流体流动和传热进行研究。只考虑流体的强制对流，忽略由对流和密度变化引起的浮力。淬火的传热为对流和热传导，忽略了辐射^[13]。在风机驱动气体强制对流过程中，气体的雷诺数大于临界雷诺数，因此被视为湍流，模型采用双方程 $k-\varepsilon$ 湍流模型。连续性方程、动量方程、能量方程、湍流动能方程和湍流耗散率方程如下^[18]：

(1) 连续性方程

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \nabla(\rho U) = 0 \quad (1)$$

其中， $\frac{\partial \rho}{\partial t}$ 为瞬态项， $\nabla(\rho U)$ 为对流项， ρ 为流体密度，

U 为流体速度， t 为时间。

(2) 动量方程

$$\frac{\partial \rho U}{\partial t} + \nabla(\rho U \cdot U) = -\nabla P + \nabla(\mu_{\text{eff}}(\nabla U)^T) + \nabla(\mu_{\text{eff}} \nabla U) + B \quad (2)$$

其中， $\frac{\partial \rho U}{\partial t}$ 为内部动量变化率， $\nabla(\rho U \cdot U)$ 为动量通量

净变化率， $\nabla(\mu_{\text{eff}}(\nabla U)^T) + \nabla(\mu_{\text{eff}} \nabla U)$ 为粘性力， B 为体力， P 为压力， μ_{eff} 为有效粘度，其计算公式如下：

$$\mu_{\text{eff}} = \mu + \mu_T \quad (3)$$

其中， μ 和 μ_T 分别为层流粘度和湍流粘度，层流粘度根据雷诺数定义求解，湍流粘度根据 $k-\varepsilon$ 湍流模型求解，计算公式如下：

$$\mu = \frac{\rho V_\infty l}{R_e} \quad (4)$$

$$\mu_T = C_\mu \rho \frac{k^2}{\varepsilon} \quad (5)$$

其中， R_e 为雷诺数， V_∞ 为流体速度， l 为特征长度，

k 为湍流动能， ε 为湍流耗散率， C_μ 为常数，如表 6 所示。

(3) 能量方程

流体域的能量方程：

$$\frac{\partial \rho H}{\partial t} + \nabla(\rho UH) = \nabla(\lambda \nabla T) + S_h \quad (6)$$

其中， $\frac{\partial \rho H}{\partial t}$ 为瞬态项， $\nabla(\rho UH)$ 为对流项， $\nabla(\lambda \nabla T)$ 为

扩散项， S_h 为流体域中的能量源项。对于炉内气体来说，气体流经换热器被吸走的热量为源项，热量的大小根据换热器实际工况来定义。 H 为总焓， t 为时间， λ 为导热率， T 为温度。

固体域的能量方程：

$$\frac{\partial \rho_s h}{\partial t} = \nabla(\lambda_s \nabla T_s) \quad (7)$$

其中， h 为固体单元内能量的积累量， ρ_s 为固体材料密度， λ_s 为固体材料导热率， T_s 为固体域温度。

(4) 湍流动能与湍流耗散率方程

湍流动能方程：

$$\frac{\partial \rho k}{\partial t} + \nabla(\rho U k) - \nabla \left[\left(\mu + \frac{\mu_T}{\sigma_k} \right) \nabla k \right] = G_k - \rho \varepsilon \quad (8)$$

其中， σ_k 为常数，如表 6 所示， ρ 为流体密度， k 为湍流动能， ∇k 为湍流动能梯度； G_k 是平均速度梯度产生的湍流动能，计算公式如下：

$$G_k = \mu_T \nabla U (\nabla U + (\nabla U)^T) - \frac{2}{3} \nabla U (\mu_T \nabla U + \rho k) \quad (9)$$

湍流耗散率方程：

表 6 $k-\varepsilon$ 模型中所用常数

Table 6 Constants used in the $k-\varepsilon$ model

C_μ	C_1	C_2	σ_k	σ_ε
0.09	1.44	1.92	1.0	1.3

$$\frac{\partial \rho \varepsilon}{\partial t} + \nabla(\rho U \varepsilon) - \nabla \left[\left(\mu + \frac{\mu_t}{\sigma_\varepsilon} \right) \nabla \varepsilon \right] = \frac{\varepsilon}{k} (C_1 G_k - C_2 \rho \varepsilon) \quad (10)$$

(5) 多孔介质的动量方程

多孔介质是通过对标准流动方程加入动量源项来建模的。动量源项由 2 部分组成: 粘性损失项和惯性损失项。多孔介质动量源项如下:

$$S_i = - \left(\sum_{j=1}^3 D_{ij} \mu V_j + \sum_{j=1}^3 C_{ij} \frac{1}{2} \rho |V| V_j \right) \quad (11)$$

式中, 等号右边第 1 项为粘性损失项, 等号右边第 2 项为惯性损失项。 S_i 为方向 $i(x, y, z)$ 的动量源项, μ 为流体的动力粘度, D 和 C 是规定的矩阵, $|V|$ 为速度大小。该动量源项使多孔介质中产生与流体速度成正比的压降。

对于简单均匀的多孔介质, 动量源项为:

$$S_i = - \left(\frac{\mu}{\alpha} V_i + C_2 \cdot \frac{1}{2} \rho |V| V_i \right) \quad (12)$$

式中, α 为渗透性, C_2 为惯性阻力因子, 此时, 式(11)中的 D 和 C 分别为 $1/\alpha$ 和 C_2 为主对角线元素的对角线矩阵。

4 结果与分析

4.1 高压气淬炉内流场分析

为了直观地观察气淬过程中氩气的流动状态, 选取高压气淬炉心部一截面进行分析, 如图 6a 所示。图 6b 是该截面的速度云图, 从云图上可以看出, 除风机所在部位, 其它区域均呈蓝色, 流速在 3 m/s 以下, 风机处流速最高, 处于 10~18 m/s。表明氩气从风机处高速流出, 经过通风管道, 阀门和隔热屏等的阻挡, 速度逐渐降低, 流进均温区时氩气速度已经较低。

为了更加直观准确地观察炉内氩气速度分布, 将速度标尺缩小到 0~0.1 m/s, 如图 7 所示。上下阀门的开关使炉内流场路径每 10 s 变化一次, 图 7 为不同流动路径流体的矢量图, 图 7a 与气体循环路径 1 一致, 图 7b 与气体循环路径 2 一致。从图 7 可以看出, 氩气流入均温区速度均大于 0.1 m/s, 由于挡板的作用, 氩气不是直接从阀门流入均温区, 而是从挡板周围侧缝流入均温区, 并在均温区内形成大漩涡。陈旭阳^[19]也进行了静态交变流型高压气淬的模拟, 其研究的炉型为内循环炉型, 本研究的炉型为外循环炉型, 进风口也略有不同, 2 种炉型气体流动路径都为每 10 s 变化一次, 对比模拟结果可得, 流体流动方向均为上下流动, 且均温区内均形成大漩涡。图 7a 中, Ti2AlNb 空心结构件上部气体速度较大, 呈红色, 下部速度较小, 呈黄绿色; 图 7b 中, Ti2AlNb 空心结构件下部气

体速度较大, 上部气体速度较小。未参与流动的通道内气体流速较小, 且流向混乱。对比均温区左右两侧气体流速矢量, 发现右侧红色区域面积比左侧稍大, 表明均温区右侧气体速度比左侧速度大一些, 这是因为风机和通风管道都位于炉体左侧, 氩气是从左向右流入均温区的, 因此氩气从挡板右侧流入均温区的流量和速度较大。

4.2 高压气淬炉内温度场分析

图 8 为不同时刻高压气淬炉内一截面的温度云图, 该截面与图 6a 中的截面一致。从图 8 可知, 随着时间的增加, 高压气淬炉内温度逐渐降低。换热器, 风机和通风管道处冷却气体温度在 35~100 °C 之间, 且随着时间的增加, 温度逐渐降低; 冷却气体流进均温区, 与 Ti2AlNb 结构件和隔热屏换热, 温度升高变为热气体; 热气体再流经换热器变为冷却气体, 经过循环换热, 炉内温度逐渐降低。对比图 8a~8d, 可以看出, 在气淬开始时, 均温区内温度较高, 在 300~700 °C 之间, Ti2AlNb 结构件和隔热屏周围气体温度较高, 在 800~950 °C 之间, 如图 8a 所示; 随着时间的增加, 均温区内温度降为 100~300 °C 之间, 由于 Ti2AlNb 空心结构件所处均温区心部, 受冷却气体冲击强烈, 其降温较快, 与周围气体温差不大; 隔热屏位于边部, 降温较慢, 与气体温差较大, 如图 8b~8d 所示。从图 8 还可以看出, 挡板周围侧缝冷却气体温度较低, 蓝色较深, 越往均温区内流入, 蓝色渐渐变浅, 温度升高。均温区右侧深蓝色面积比左侧大, 表明从挡板右侧流入均温区的冷却气体较多, 这与高压气淬炉内流体速度场模拟结果一致。

4.3 Ti2AlNb 结构件温度场分析

图 9 为气淬过程中不同时刻 Ti2AlNb 空心结构的温度场云图。每个时刻图中, 上面的图为 Ti2AlNb 空心件厚度方向垂直纸面摆放的温度场, 其坐标如图所示; 下面的图为相应时刻厚度方向与纸面呈一定角度摆放的温度场, 图中未标出坐标。从图 9 中可以看出, 空心结构件 y 轴方向温差较小, 这是由于冷却介质从均温区上下方向交替冲击工件使工件 y 轴温度较均匀; 边部冷却速度比心部大, 这是因为两侧边部冷却气体速度较大, 换热量较大 (如图 7 所示)。对比图 9a~9c 可知, 随着时间的增加, Ti2AlNb 空心结构件左右两侧温差也增大, 这也与流场有关 (如图 7 和图 8 所示), 冷却气体从挡板右侧缝进入均温区的速度较大, 因此结构件右侧降温比左侧快。

4.4 高压气淬模型实验验证

对 Ti2AlNb 空心结构件进行固溶时效热处理实验, 在实验过程中对高压气淬炉均温区内气体域放置

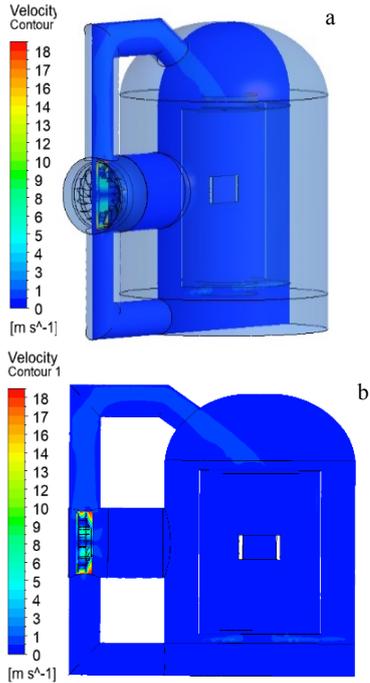


图 6 高压气淬过程流场的选取截面和速度云图

Fig.6 Selected section of high pressure gas quenching furnace (a) and velocity distribution of flow field (b) during high pressure gas quenching

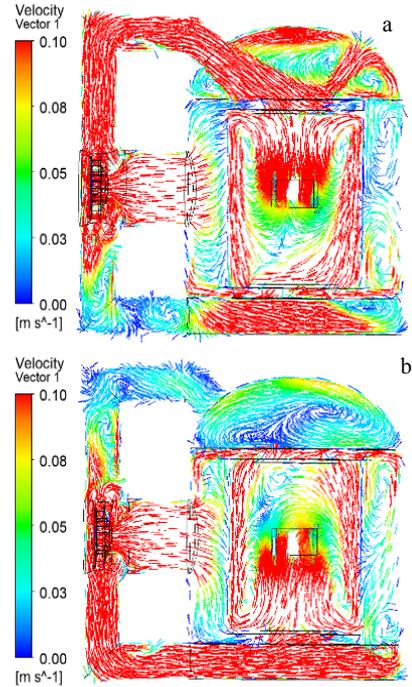


图 7 高压气淬过程流场的速度矢量

Fig.7 Velocity vector distribution of flow field during high pressure gas quenching: (a) flow path 1 and (b) flow path 2

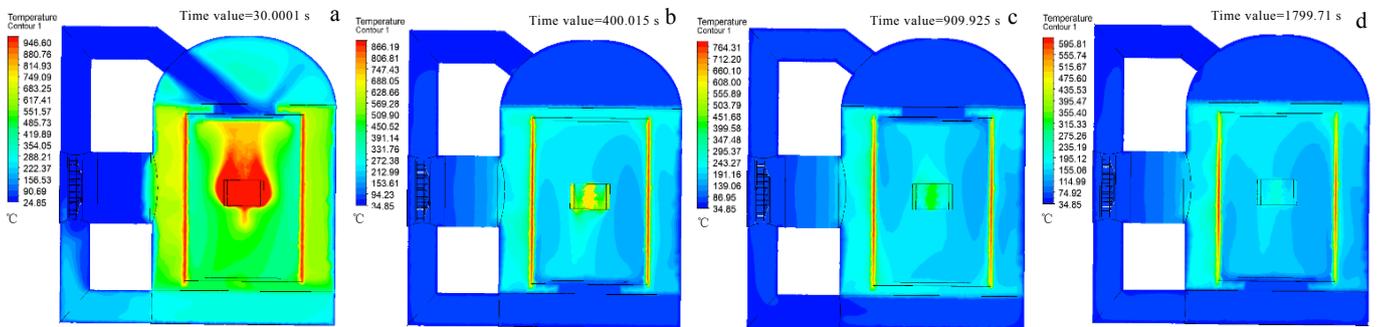


图 8 不同时刻高压气淬过程炉内温度场

Fig.8 Temperature distribution in the furnace during high pressure gas quenching at different time: (a) 30 s, (b) 400 s, (c) 910 s, and (d) 1800 s

一热电偶进行温度监测，通过对比监测点处实验和模拟降温曲线来验证模型准确性。监测点所测温度约等于均温区气体域平均温度，工件由均温区气体域包围，均温区气体域温度决定工件的温度，因此气体域温度场的精度决定模型的精度。

热电偶每 1 min 测量并记录一次温度。图 10a 为该监测点处模拟和实验的降温曲线，点线为实验降温曲线，实线为模拟降温曲线。由于实验中监测点是每

1 min 测量一次温度，因此点线图为间断的，而在模拟过程中，每 10 s 保存一次数据，因此实线图为连续的，并且有较大的波动。将图 10a 实线图局部（红色框 A 区域内）放大得到图 10b，从图 10b 中可以看出，监测点降温曲线呈锯齿状，每隔 10 s 波动一次，与气体流动路径变化频率相同。监测点位于高压气淬炉均温区靠近下侧的一点，因此当流动路径 1 改变成流动 2 时，冷却气体变成从下部流入，监测点接触到冷却

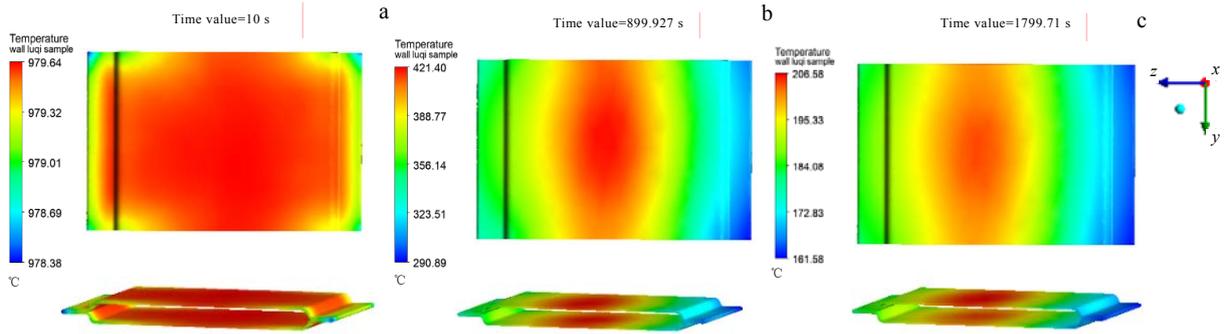


图 9 不同时刻高压气淬过程 Ti2AlNb 空心结构件温度场分析

Fig.9 Temperature distribution of Ti2AlNb workpiece during high pressure gas quenching at different time: (a) 10 s, (b) 900 s, and (c) 1800 s

气体的时间变短, 因此温度迅速下降; 当流动路径 2 变成流动路径 1 时, 冷却气体变成从上部流入, 监测点接触到冷却气体的时间变长, 因此温度迅速上升, 从而模拟监测点降温曲线呈锯齿状。

由图 10a 可知, 模拟降温曲线和实验降温曲线趋势相同, 都为先迅速降温, 后缓慢降温。模拟曲线在开始阶段降温速率比实验曲线大, 这是因为模型中设置的边界条件都为理想条件, 换热器在气淬开始时的吸热量为根据冷却水升温计算的热量, 为理想状态, 吸热量全部用于炉内气体的降温, 而实验所用 HZQL-80 型立式高压气冷真空炉使用时间较长, 换热器效率降低, 降温较慢。气淬结束时, 模拟降温曲线比实验降温曲线温度高, 相差约 100 °C, 这是因为实际隔热屏为多层薄壁(厚度为 0.5 mm)组成, 但薄壁的网格数量庞大, 因此将隔热屏简化为多层薄壁的总厚度相加的壁面(5 mm), 隔热屏模拟中降温比实验降温慢, 从而影响了均温区的温度场, 使均温区降温较慢。

4.5 Ti2AlNb 结构件热应力场分析

热应力又称为温差应力, 是因为工件各处温度不均匀, 热胀冷缩的体积变化不同而产生的, 热应力超过材料的屈服强度或强度极限, 工件就会产生变形或开裂等, 对工件的外形和机械性能产生影响。在 Workbench 中建立 Fluent 和 Transient structural 连接的工作模板, 在 Fluent 中计算得到的 Ti2AlNb 工件温度场可以加载到 Transient Structural 中作为温度载荷, 再在 Transient Structural 中计算得到 Ti2AlNb 结构件热应力应变场, Ti2AlNb 结构件初始状态残余应力为 0, 且计算过程中处于无约束自由状态。

图 11 为高压气淬过程中 Ti2AlNb 结构件最大等效应力(图 11a)和最大轴向应力(图 11b~11d)随时间变

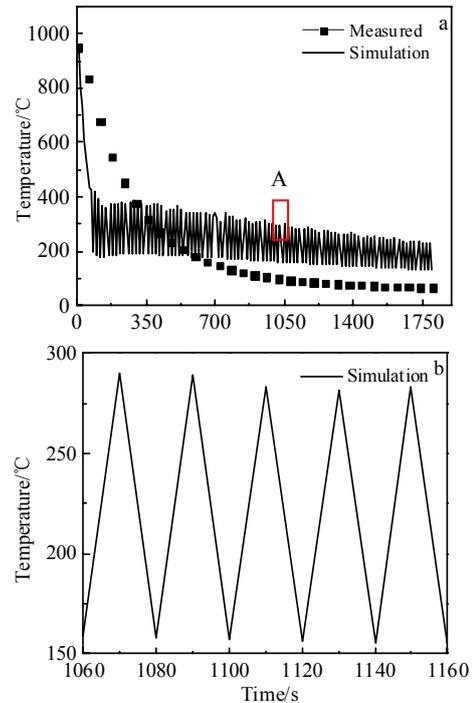


图 10 监测点处模拟与实验降温曲线对比

Fig.10 Comparison of simulated and experimental cooling curves at the monitoring point (a) and cooling curve of area A marked in Fig.10a (b)

化的曲线图。从图 11 可以看出, Ti2AlNb 结构件在高压气淬过程中等效应力和轴向应力都经历了先增大后减小的过程, 最大应力点在 110 s 左右。在开始阶段, 应力增加较快, 达到最高点, 应力先迅速减小, 后缓

慢减小。应力的大小与温度场有很大关系，在气淬刚开始时，均温区温度较高，Ti2AlNb 结构件最先接触冷却氩气的部位降温较快，其它部位降温较慢，因此结构件温差较大。随着时间的增加，均温区内气体温度降低到一个较稳定的范围，如图 10a 所示，在 100 s 之后，位于均温区的监测点温度稳定在 150~400 °C，即均温区内氩气温差不大，Ti2AlNb 结构件不同部位降温速率趋于一致，因此热应力逐渐减小。Ti2AlNb 结构件最大热应力不超过 100 MPa，未超过屈服极限，因此热应力应变只存在于弹性范围。表 7 为 Ti2AlNb 空心结构件热处理前后平面度。从表 7 可知，结构件热处理前后平面度变化较小，表明在固溶时效过程中结构件变形微小，这与热应力模拟结果一致，即热应力属于弹性范围，未产生塑性变形。

对比图 11b~11d 可以看出，Ti2AlNb 结构件 z 轴轴向应力最大，其次是 x 轴和 y 轴。从图 9 可以看出，Ti2AlNb 结构件 y 轴方向的温差较小，温差主要存在于 z 轴，因此 z 轴的热应力最大。x 轴是 Ti2AlNb 结构件的厚度方向，由于 Ti2AlNb 结构件厚度不超过 3 mm，厚度方向上温差不大，因此 x 和 y 轴轴向应力均较小。

图 12 为 Ti2AlNb 结构件气淬过程中不同时刻的 z

轴轴向应力云图，从图 12 可以看出，在气淬开始阶段(图 12a, 12b)，Ti2AlNb 结构件实心与空心过渡段的 4 个角处存在较大拉应力，其它部位应力较小，空心区域中部存在较小压应力。在气淬开始阶段结构件先从四周冷却，心部冷却较慢，因此心部温度较高，四周温度较低。如图 9a 所示，心部高温区受边部低温区的约束，不能自由膨胀，因此受压应力。随着时间的增加，Ti2AlNb 结构件热应力分布趋于稳定(图 12c, 12d)，心部受压应力，上下边缘部位受拉应力。对比图 9b, 9c，在到达一定的时间后，Ti2AlNb 结构件温度分布也趋于稳定，为心部温度高，两侧温度低，因此心部受两侧的限制无法自由膨胀，受压应力，上下侧处于边缘部位，其膨胀限制不大，但由于两侧部位温度降低较快，收缩较快，因此上下侧部位受拉应力。

表 7 Ti2AlNb 结构件热处理前后平面度

Table 7 Flatness of Ti2AlNb workpiece before and after heat treatment

	Before heat treatment	After heat treatment
Flatness/mm	0.372	0.420

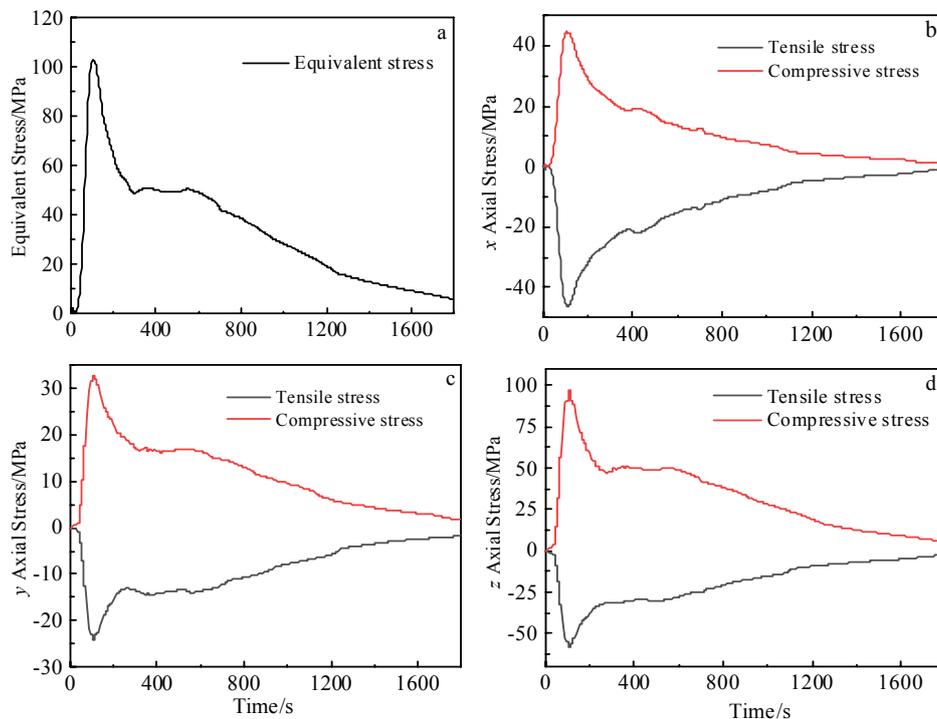


图 11 高压气淬过程 Ti2AlNb 结构件应力-时间变化曲线

Fig.11 Stress-time curves of Ti2AlNb workpiece during high pressure gas quenching: (a) equivalent stress, (b) x axial stress, (c) y axial stress, and (d) z axial stress

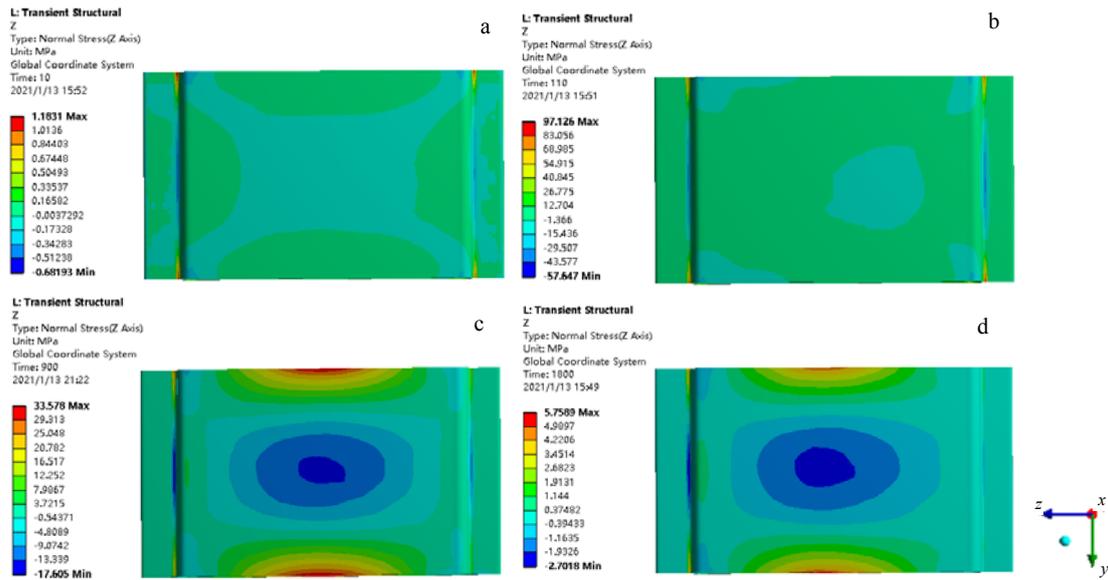


图 12 Ti2AlNb 结构件高压气淬过程中不同时刻 z 轴轴向应力云图

Fig.12 z -axial stress distribution of Ti2AlNb workpiece during high pressure gas quenching at different time: (a) 10 s, (b) 110 s, (c) 900 s, and (d) 1800 s

5 结 论

1) 监测点模拟和实验降温曲线整体趋势相同, 2 条曲线在气淬开始时误差较大, 在气淬中后期误差较小, 考虑到实际工况的复杂和高压气淬炉的使用时间较长, 该误差在可接受范围内, 模型较准确。

2) 高压气淬炉内阀门、工件和隔热屏等对炉内流场有很大影响, 通过阀门的变换, 氩气流动方向以自上而下和自下而上方式每 10 s 变化一次, 这种交替变化的流动方式减小了工件轴向温差。氩气从挡板侧缝流入均温区内, 在均温区内形成大漩涡, 再从上(下)冲击 Ti2AlNb 空心结构件, 空心件两侧受冲击较大。

3) 高压气淬过程中, Ti2AlNb 空心件温度分布不均, 两侧降温较快, 心部降温较慢。温度场决定热应力场, Ti2AlNb 结构件心部受压应力, 上下部位中心受拉应力。气淬过程中, 热应力未超过屈服极限, 属于弹性范围。对比 Ti2AlNb 结构件热处理前后平面度, 表明热处理过程中 Ti2AlNb 结构件变形较小, 与热应力场模拟结果一致。

参考文献 References

[1] Malecka J, Rozumek D. *Materials*[J], 2020, 13(13): 3006
 [2] Du Zhihao, Jiang Shaosong, Zhang Kaifeng *et al. Materials & Design*[J], 2016, 104: 242
 [3] Li Baoyong(李保永), Jiang Shaosong(蒋少松). *The Chinese*

Journal of Nonferrous Metals(中国有色金属学报)[J], 2020, 30(1): 103

[4] Zhang Xianghui(张向辉). *Science & Technology Vision*(科技视界)[J], 2014, 22: 345
 [5] Wang Wei(王伟), Zeng Weidong(曾卫东), Gang Yue(江悦) *et al. Titanium Industry Progress*(钛工业进展)[J], 2015, 32(1): 16
 [6] Chen Xuyang(陈旭阳), Lu Wenlin(陆文林), Cong Peiwu(丛培武) *et al. Heat Treatment*(热处理)[J], 2019, 34(3): 41
 [7] Wang Tong(王同). *Dissertation for Master*(硕士论文)[D]. Beijing: General Institute of Mechanical Science, 2018
 [8] Bucquet Thibaud, Fritsching Udo. *Modeling and Numerical Simulation of Material Science*[J], 2014, 4(4): 143
 [9] Schmidt R R, Fritsching U. *Materialwissenschaft und Werkstofftechnik*[J], 2006, 37(1): 103
 [10] Wang Zhijian(王志坚), Xu Chenghai(徐成海), Li Fuzhong(李福忠) *et al. Vacuum*(真空)[J], 2002(6): 14
 [11] Pan Zhen(潘振), Zhu Yongxin(朱永新), Bian Kaiqiang(卞凯强). *Machinist Metal Forming*(金属加工)[J], 2019(5): 18
 [12] Wang Zhijian, Shang Xiaofeng. *Applied Mechanics and Materials*[J], 2011, 1151(48-49): 1310
 [13] Xu Zhixin, Su Xianglin, Xu Qingyan *et al. China Foundry*[J], 2016, 13(6): 402
 [14] Elkatatny I, Morsi Y, Blicblau A S *et al. International Journal of Thermal Sciences*[J], 2003, 42(4): 417

- [15] Wang Jing, Gu Jianfeng, Shan Xuexiong *et al.* *Journal of Materials Processing Technology*[J], 2007, 202(1): 188
- [16] Wang Zhijian, Shang Xiaofeng. *Applied Mechanics and Materials*[J], 2010, 979(29-32): 1436
- [17] Tian Chunhu(田春虎). *Dissertation for Master*(硕士论文)[D]. Zhenjiang: Jiangsu University, 2018
- [18] Tao Wenquan(陶文铨). *Numerical Heat Transfer*(数值传热学)[M]. Xi'an: Xi'an Jiaotong University Press, 2001
- [19] Chen Xuyang(陈旭阳). *Dissertation for Master*(硕士论文)[D]. Beijing: General Institute of Mechanical Science, 2019

Numerical Simulation on High Pressure Gas Quenching Process of Ti₂AlNb Workpiece

Liu Xiaoyan¹, Zhang Qi¹, Yang Yanhui², Yang Xirong¹, Gao Feilong¹

(1. School of Metallurgical Engineering, Xi'an University of Architecture and Technology, Xi'an 710055, China)

(2. School of Materials Science and Engineering, Northwestern Polytechnical University, Xi'an 710072, China)

Abstract: Due to the large cooling rate, the workpiece often produces thermal stress during the high pressure gas quenching process, and even plastic deformation or cracking occur. Therefore, it is particularly important for industrial production to accurately predict the thermal stress distribution of the workpiece during the high pressure gas quenching process. In this study, the numerical heat transfer and turbulence model of an exchange flow type vertical high pressure gas quenching furnace was established using computational fluid dynamics method, to simulate the gas quenching process of a Ti₂AlNb hollow workpiece processed by superplastic forming/diffusion bonding, and the thermal stress distribution of Ti₂AlNb workpiece during gas quenching was calculated by indirect coupling method. The mesh of simplified furnace model was built using finite volume method and the boundary conditions were set according to the actual working conditions. The simulation results show that at the beginning of gas quenching, the edges around the Ti₂AlNb workpiece cool faster than the core. As time increases, the both sides cool faster than the core. The temperature distribution determines the thermal stress distribution. Ti₂AlNb workpiece has a high temperature in the core and low temperature at the edges, which causes the core to be restricted by the edges and cannot expand freely, so the core is under compressive stress. During the gas quenching process, the thermal stress does not exceed the yield strength, which belongs to the elastic range.

Key words: high pressure gas quenching; computational fluid dynamics; temperature distribution; thermal stress distribution

Corresponding author: Liu Xiaoyan, Ph. D., Associate Professor, School of Metallurgical Engineering, Xi'an University of Architecture and Technology, Xi'an 710055, P. R. China, E-mail: liuxiaoyan@xauat.edu.cn