

钢板高频感应加热过程电磁-热耦合场分析

张雪彪^{* 1,2}, 杨玉龙^{1,2}, 刘玉君^{1,2}

(1. 大连理工大学 运载工程与力学学部 船舶工程学院, 辽宁 大连 116024;

2. 大连理工大学 工业装备结构分析国家重点实验室, 辽宁 大连 116024)

摘要: 研究静止式钢板感应加热, 基于 COMSOL Multi-Physics 软件开发了二维电磁热耦合数值模型, 温度计算结果与实验结果吻合; 并分析了感应加热过程中钢板的电磁场分布规律和温度场分布规律. 感应器加装导磁体后使涡流产生的焦耳热集中分布于感应器正下方, 提高了加热效率. 最后, 研究了感应加热工艺参数对温度的影响, 即在其他加热参数相同的情况下, 感应器加载电流、电流频率越高, 钢板加热速度越快; 感应器与钢板间距越大, 钢板加热速度越慢.

关键词: 船舶工程; 船体板; 感应加热; 数值模拟

中图分类号: U671.3 **文献标志码:** A

0 引言

船舶曲度外板成型传统上采用以火焰为热源的水火弯板工艺, 这种热源形式存在着加热效率低、热量不易控制及污染严重等缺陷. 船体板高频感应加热作为一种新方法, 可以比较准确地控制加热范围、热源能量和温度分布, 过程再现性好并且清洁环保, 使得船舶曲度外板成型技术实现自动化成为可能. 感应加热基本原理是利用线圈中的交变电流在工件中产生感应涡流, 通过涡流的焦耳热效应将工件加热. 船体板感应加热过程中影响因素多, 操作技术难以掌握, 急需理论指导.

Yu 等^[1]建立了感应器加热功率的平面热源模型, 数值计算时直接加载该热源模型, 计算钢板的温度和变形, 回避了感应器在移动加热时的电磁-热耦合过程. Bae 等^[2]计算了钢板感应加热过程中的热通量, 从而简化了电磁场和温度场的耦合过程. 这些计算方法都以简化的热源模型来替代复杂的电磁-热耦合加热过程, 在数值计算时不能考虑感应加热时的集肤效应特征. Shen 等^[3]研究了钢板高频感应加热过程中的温度场分布规律, 基于 FEMLAB 有限元软件求解二维电磁-热耦合模型, 并分析了电流大小、线圈匝数、感应器与钢板间距等参数对加热温度的影响. Kranjc

等^[4]通过实验结合有限元方法, 对比了圆柱形工件感应加热中是否考虑材料属性非线性的不同结果, 验证数值模拟中考虑材料属性随温度变化的重要性. 然而, 他们的研究也没有对钢板电磁场和温度场相互作用过程进行分析.

本文研究钢板的高频感应加热成型, 采用局部大尺度的静止加热方式, 将焰道加热到一定温度, 通过设计合适的感应器, 使加热过程中整条焰道受热均匀; 然后依次加热各条焰道, 直到加热结束. 本文基于多物理场有限元分析软件 COMSOL Multi-Physics (以下简称 COMSOL) 求解船体板静止式高频感应加热过程中的电磁-热耦合模型, 对钢板内电磁场与温度场相互耦合的机理进行研究, 同时研究加载电流 I 、电流频率 f 和感应器与钢板间距 d 对感应加热温度的影响规律.

1 静止式感应加热实验

图 1 为钢板感应加热实验示意图, 加热线位于感应器正下方, P_1 、 P_2 为两个温度测量点. 钢板感应加热时沿加热线长度方向上温度分布变化不大; 另外, 感应器装有导磁体, 能够有效聚敛磁力线, 计算时可以忽略感应器的端部效应^[5]. 基于如下假设, 对感应加热过程进行二维数值分析:

(1) 加热线长度方向 (Z 方向) 上温度均匀分布;

(2)忽略端部效应。

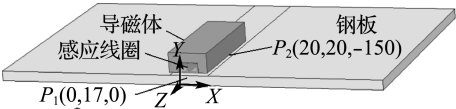


图 1 钢板感应加热示意图

Fig.1 Schematic of steel plate induction heating

图 2 是钢板二维数值模型的几何示意图,在图 1 中实验测温点 $P_2(20,20,-150)$ 的温度等效于图 2 中点 $P_2(20,20)$ 的温度,钢板上表面有长度为 300 mm 的加热线,位于感应器的正中间,加热时有一定的加热宽度. 点 $P_1(0,17)$ 和点 $P_2(20,20)$ 是实验温度测量点. 点 $P_{top}(0,20)$ 是钢板上表面温度计算点,点 $P_{bot}(0,0)$ 位于钢板底部,用于检测钢板背面的温度,这两点均作为数值计算点.

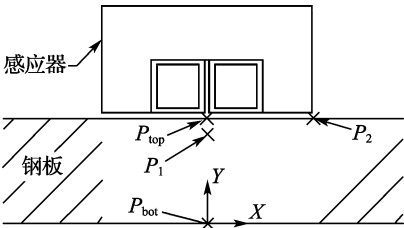


图 2 二维数值分析示意图

Fig.2 Schematic of 2D numerical analysis

钢板静止式感应加热时,感应器置于钢板端部进行单焰道加热,如图 3 所示,采用罗氏线圈测量感应器里通过的高频交流电的电流和频率,圆形的罗氏线圈把感应器中的高频交流信号通过积分器输入到 TPS2012 数字示波器,直接显示其波形和参数. 其他的相关实验参数见表 1. 实验时需要测量点 P_1 和 P_2 的温度. 采用美国 Raytek 公司生产的 MR1S 型手持式红外测温仪测量点 P_1 的温度,固定式红外测温仪记录点 P_2 温度. 红外测温仪的分辨率为 $1\text{ }^{\circ}\text{C}$,量程范围为 $300\sim1\,400\text{ }^{\circ}\text{C}$,测温仪发射率参数为 0.79.

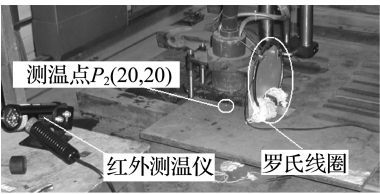


图 3 静止式感应加热实验

Fig.3 Experiment of static induction heating

表 1 钢板静止式感应加热参数

Tab.1 Technical parameters of static induction heating for steel plate

参数项目	取值
钢板尺寸/(mm×mm×mm)	1 200×800×20
感应器类型	双回路同向感应器
感应器有效长度/mm	300
线圈材料	紫铜铜管
线圈截面尺寸/(mm×mm)	10×10
线圈壁厚/mm	1
Π 形导磁体外部尺寸/(mm×mm×mm)	40×20×300
感应器冷却方式	线圈内通水
感应器与钢板间隙 d/mm	1
电流频率 f/kHz	13
电流 I/A	660
感应加热时间 t/s	110
钢板初始温度/℃	20
加热方式	静止式

2 感应加热有限元分析

2.1 数学模型

高频感应加热的基本电磁场理论为麦克斯韦方程组,所有与焦耳热相关的量,经过数学推导,都可以用线圈的输入电流 I 表示.

由毕奥 - 萨伐尔定律知,磁矢势

$$\mathbf{A} = \frac{\mu_0 \cdot I}{4\pi} \int_S \frac{d\mathbf{l}}{|\mathbf{r}|} \tag{1}$$

由高斯定律知,磁通量密度

$$\mathbf{B} = \nabla \times \mathbf{A} \tag{2}$$

由法拉第电磁感应定律,电场强度 $\mathbf{E}$ 与磁场强度 $\mathbf{H}$ 关系为

$$\nabla \times \mathbf{E} = -\partial \mathbf{B} / \partial t \tag{3}$$

$$\mathbf{H} = \mathbf{B} / \mu \tag{4}$$

由安培环路定律知,钢板中的感应电流密度

$$\mathbf{J} = \nabla \times \mathbf{H} - \frac{\partial (\epsilon \mathbf{E})}{\partial t} \tag{5}$$

由上述公式经过数学推导运算,可得 $\mathbf{A}$ 与 $\mathbf{J}$ 之间的关系:

$$\mathbf{J} = \nabla \times \left(\frac{1}{\mu} \nabla \times \mathbf{A} \right) + \sigma \frac{\partial \mathbf{A}}{\partial t} \tag{6}$$

最终可得感应加热过程中涡流产生的焦耳热功率密度 $q(\text{W}/\text{m}^3)$:

$$q = |\mathbf{J}|^2 / \sigma \tag{7}$$

式(1) ~ (7) 中: μ_0 为真空磁导率, μ 为介质磁导率, σ 为介质电导率, ϵ 为介质介电常数. 在本文的计算模型中,由于线圈的外部加载电流平行于 Z 方向,所得感应电流密度分量 J_x 、 J_y 为零,总的感应电流密度 $\mathbf{J}$ 等于其 Z 分量 J_z ,若方向与线圈加载电流方向相同则符号为正,反之为负,见式

(8);定义磁通密度模 $|\mathbf{B}|$,表示磁通密度分量 $\mathbf{B}_x$ 、 $\mathbf{B}_y$ 、 $\mathbf{B}_z$ 的取模运算,由于加载电流平行于 Z 方向, $\mathbf{B}_z$ 为零,见式(9);热功率密度 q 为单位时间、钢板单位体积内产生的焦耳热能.

$$\mathbf{J} = J_z$$

(8)

$$|\mathbf{B}| = \sqrt{|\mathbf{B}_x|^2 + |\mathbf{B}_y|^2 + |\mathbf{B}_z|^2} = \sqrt{|\mathbf{B}_x|^2 + |\mathbf{B}_y|^2}$$

(9)

将焦耳热功率密度 q 作为热源,可推导出感应加热的温度场控制方程.加热过程主要涉及钢板内部的热传导效应和表面边界上的对流、辐射效应.其中,热传导控制方程为

$$\rho c_p \frac{\partial T}{\partial t} + \nabla \cdot (-k \nabla T) = q$$

(10)

式中: ρ 、 c_p 、 k 分别为钢板的密度、比热容和热传导系数,均和温度相关.

图4为钢板感应加热的有限元几何模型及边界条件,模型的求解域包括钢板、线圈、导磁体和空气.在模型外围的电磁边界条件为磁绝缘,见式(11);电磁场在其他内部边界上均有连续性,见式(12).温度场求解域只有钢板部分,其边界条件为式(13).其中 β 为钢板表面上的空冷换热系数,它综合考虑了对流换热效应与辐射换热效应, β 值取自文献[6]; T_{amb} 为外部环境温度,设定为293 K.

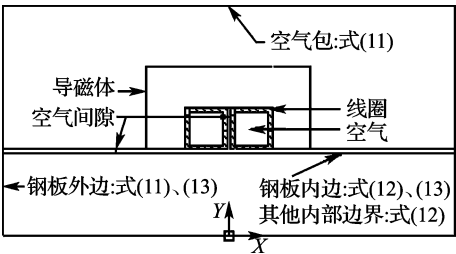


图 4 几何模型及边界条件

Fig. 4 Geometric model and boundary condition

$$A_z = 0$$

(11)

$$\mathbf{n} \times (\mathbf{H}_1 - \mathbf{H}_2) = \mathbf{0}$$

(12)

$$-\mathbf{n} \cdot (-k \nabla T) = \beta(T_{\text{amb}} - T)$$

(13)

2.2 有限元分析

实验用钢板为船用低碳钢,加热过程中钢板密度变化很小,采用其室温值 $7\,820\text{ kg}\cdot\text{m}^{-3}$.表2为与温度相关的钢板材料属性,包括电导率 σ 、相对磁导率 μ_r 、热传导系数 k 和比热容 c_p ,数据来自文献[7].计算时使用COMSOL软件的电磁场模块和传热模块进行求解,单元类型均采用拉格朗日二次单元,进行瞬态分析.

有限元模型采用矩形映射网格划分,钢板网格在上表面加热线处最密,沿板宽和板厚方向递减,钢板集肤层内划分3~5层单元.感应器与钢板之间的空气间隙划分5层等间距网格.为获得收敛性较好且计算时间较少的有限元网格,根据感应器的网格尺寸,共有3种网格划分方案,具体参数见表3,3种网格模型如图5所示.按照表1中的钢板感应加热实验参数,分别采用这3种有限元模型进行计算,对网格划分方案进行收敛性分析.即以上表面 P_{top} 点的温度时间历程曲线作为计算收敛标准,选取收敛性好、计算时间最短的网格.

在双核主频2.99 GHz、2 GB内存的计算机上进行计算,表3列出了每个网格划分方案的计算时间和加热结束时点 P_{top} 的温度,其中网格模型(c)用时最少,点 P_{top} 温度差都在 $2\text{ }^{\circ}\text{C}$ 以内.图6为点 P_{top} 在3种网格模型下的温度历程曲线,均显示出非常好的收敛性.综上考虑,本文采用的有限元网格模型为(c)方案.

表 2 与温度相关的钢板材料属性

Tab. 2 Temperature-dependent material properties of steel plate

$\theta/^{\circ}\text{C}$	$\sigma/(\text{S}\cdot\text{m}^{-1})$	$\theta/^{\circ}\text{C}$	μ_r	$\theta/^{\circ}\text{C}$	$k/(\text{W}\cdot(\text{m}\cdot\text{K})^{-1})$	$c_p/[\text{J}\cdot(\text{kg}\cdot\text{K})^{-1}]$
0	5.43×10^6	25.5	200	0	66.97	450.36
125	3.68×10^6	160.0	190	50	65.21	464.60
250	2.60×10^6	291.5	182	200	57.38	498.10
375	1.95×10^6	477.6	161	250	54.91	502.26
500	1.52×10^6	635.0	135	300	53.00	514.82
625	1.21×10^6	698.0	104	400	47.92	537.42
750	9.69×10^5	709.0	84	450	45.83	623.64
875	8.68×10^5	720.3	35	500	43.53	707.35
1 000	8.33×10^5	742.0	17	600	39.30	812.00
		761.0	1	650	36.37	904.07
		1 000.0	1	700	34.74	967.69
				750	32.14	1 004.52

表 3 有限元模型网格划分方案

Tab. 3 Mesh division scheme of finite element model

网格模型	感应器网格尺寸/(mm×mm)	感应器网格单元数	总单元数	自由度数	计算时间/s	加热结束点 P_{top} 温度/℃
(a)	0.5×0.5	3 200	6 400	32 160	395.2	813.3
(b)	0.5×1.0	1 600	4 400	24 120	306.3	813.6
(c)	线圈壁厚上划分一层,其他区域 2.0×2.0	230	1 462	8 700	135.9	812.4

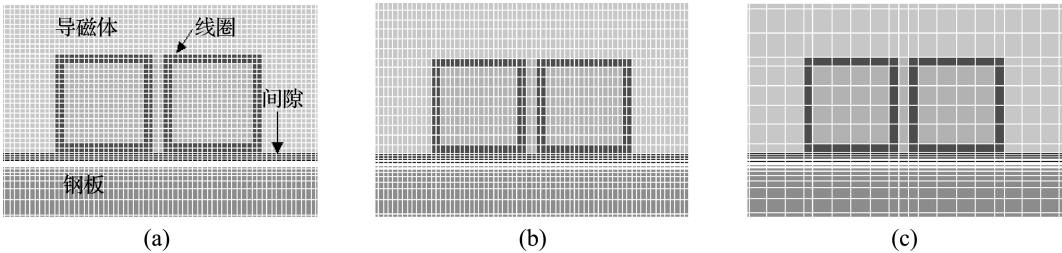


图 5 感应器和钢板的局部网格

Fig. 5 Local mesh of the inductor and the steel plate

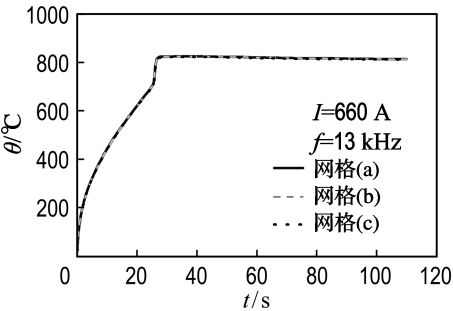


图 6 点 P_{top} 的温度历程曲线

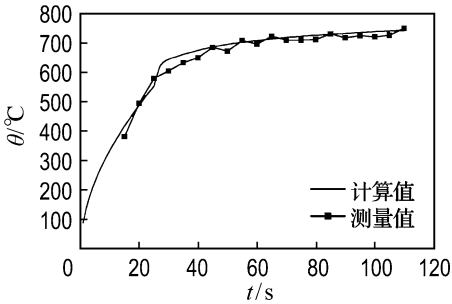
Fig. 6 Temperature curves of point P_{top}

2.3 计算结果

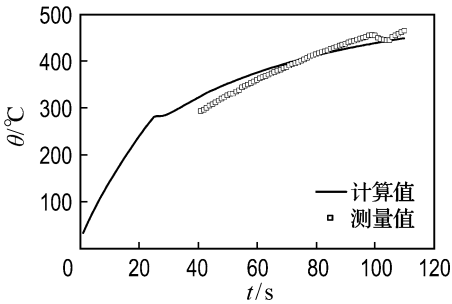
2.3.1 数值计算结果与实验结果对比 图 7(a) 是点 P_1 温度随时间变化的数值计算结果与实验测量结果的对比,在 20 s 以前,由于测温仪是高温测温仪,300 ℃ 以下的温度超出测量范围. 在 20~110 s 两者变化关系一致,平均相对误差为 2.6%;110 s 时点 P_1 的测量温度为 750 ℃,计算值为 743 ℃. 图 7(b) 是点 P_2 的计算温度与测量温度的对比图,由于点 P_2 远离加热线而升温较慢,110 s 时测量温度为 465 ℃,计算值为 449 ℃,平均相对误差为 3.4%. 可以看出,数值模拟结果与实验结果吻合较好,能够有效反映出感应加热过程中温度场的分布情况.

2.3.2 数值计算结果分析 图 8 为加热 110 s 后的钢板温度分布等值线图,温度分布等值线是关于 Y 轴对称的,钢板表面温度的最高值出现在感应器正下方,达到 812.4 ℃,右侧的等值线标签可以作为等值线温度值的参考值. 温度沿板厚 (−Y) 及板宽 X 方向呈现逐渐降低的趋势. 沿 X

正方向,钢板横截面被分为 3 个区间:0~10 mm 为区间 A,处于感应器线圈的正下方;10~20 mm 为区间 B,处于导磁体正下方;20 mm 以外的区域为区间 C.



(a) 点 P_1



(b) 点 P_2

图 7 点 P_1 和点 P_2 温度计算值与测量值对比

Fig. 7 Comparisons between calculation values and measurement data of temperature at points P_1 and P_2

钢板上表面节点的感应电流密度 J_z 的幅值和热功率密度 q 在不同时刻的分布情况分别显示在图 9、10 中. 加热线位置处($X=0$)的电流密度 J_z 的

幅值和热功率密度 q 在 0 s 时为最大,到 25 s 时,两者的值都已降低一半或更多.随着时间的增加,电流密度 J_z 的幅值和热功率密度 q 的峰值降低,并且,峰值点的位置由 0 mm 转移到 10 mm 附近,同时,在区间 A、B、C 的分界线处,曲线都发生转折.另外,感应电流密度 J_z 的幅值和热功率密度 q 在 20 mm 处接近零.由此可见,装有高效导磁体的感应器能使涡流集中分布在感应器正下方;加装导磁体后,感应器的聚磁效果变得更显著,从而使热源集中,加热效率提高.

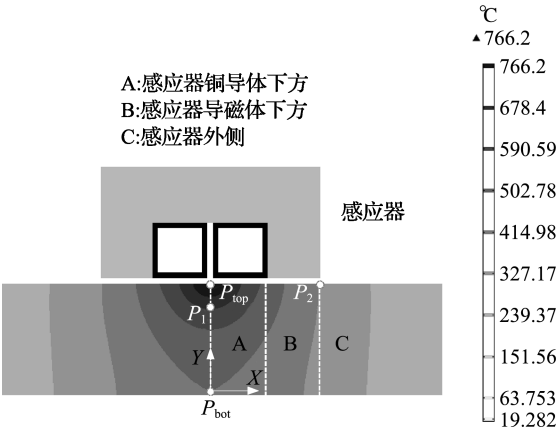


图 8 钢板加热 110 s 时的温度分布等值线图
Fig. 8 Temperature contour plot of steel plate at 110 s

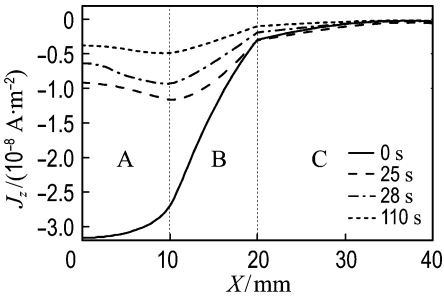


图 9 钢板上表面节点的感应电流密度 J_z
Fig. 9 Induced current density J_z of nodes on the top surface of steel plate

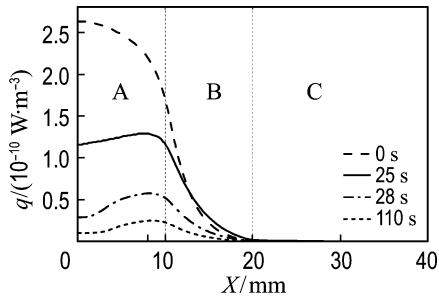


图 10 钢板上表面节点的热功率密度 q
Fig. 10 Thermal power density q of nodes on the top surface of steel plate

钢板厚度方向($X=0$)节点的感应电流密度 J_z 在不同时刻的分布情况见图 11. 在从第 10 s 至 110 s 的加热过程中,电流密度 J_z 的峰值不断下降. 在 10、25 s 时,峰值点维持在上表面附近,钢板感应电流密度 J_z 由内到外下降迅速,并且在 18 mm 附近衰减为 0;之后,峰值点向内($-Y$ 方向)迅速转移,28 s 时,峰值点由上表面转移到 18.3 mm 的位置. 在加热结束之前,电流密度 J_z 的变化趋势基本维持原状,峰值点向内偏移的速度显著降低.

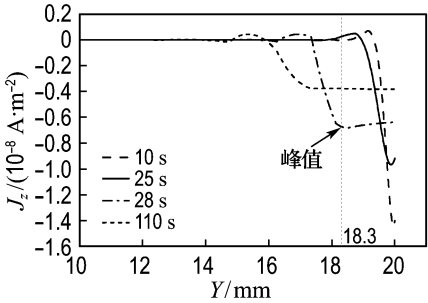


图 11 钢板厚度方向($X=0$)节点的感应电流密度 J_z
Fig. 11 Induced current density J_z of nodes along thickness direction of steel plate ($X=0$)

钢板厚度方向($X=0$)节点的磁通密度模 $|B|$ 在不同时刻的分布情况见图 12,图中,磁通密度模的变化趋势与感应电流密度 J_z 的变化趋势类似. 在 28 s 时,峰值点从上表面转移到 18 mm 位置,同时,在钢板上表面的下面大约 1.5 mm 的厚度范围内出现失磁层. 由此可知,涡流的集肤效应在加热开始的时候很强,并且,随着加热时间的增加,涡流透入深度变得越来越大,涡流值则变得越来越小,在钢板上表面出现失磁层.

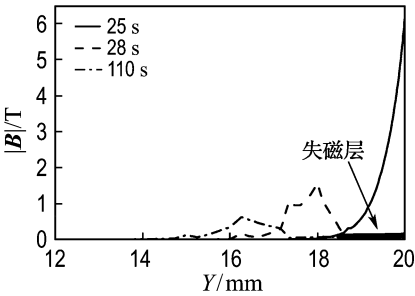


图 12 钢板厚度方向($X=0$)节点的磁通密度模 $|B|$
Fig. 12 Magnetic flux density norm $|B|$ of nodes along thickness direction of steel plate ($X=0$)

点 P_{top} 、 P_{bot} 、 P_2 的温度历程曲线见图 13. 根据点 P_{top} 温度的变化趋势,感应加热过程被分为 3 个阶段:0~25 s、25~28 s 和 28~110 s. 在阶段

一,结合图 9 和 11,涡流分布集中在加热线附近,感应电流密度 J_z 较大,因此点 P_{top} 升温很快,并在 25 s 后达到 700 ℃ 的高温.在加热过程中,点 P_2 和点 P_{bot} 的感应电流密度 J_z 趋近零.热传导是升温的主要方式,并且两点到加热线距离相等,所以它们的温升速度基本相同.在阶段二,当点 P_{top} 温度跨越居里点(768 ℃)时,相对磁导率 μ_r 下降为 1,热源区瞬间大量放热,涡流透入层迅速增厚,点 P_{top} 温度由 700 ℃ 迅速上升到 822 ℃.因为点 P_2 、 P_{bot} 远离热源区,所以它们的温度曲线没有明显变化.在阶段三中,由于感应电流密度 J_z 逐渐下降,阻碍点 P_{top} 温度上升,因此,此处只能维持温度的动态平衡.在热传导作用下,点 P_2 、 P_{bot} 温度持续上升,温度上升速度显著降低.

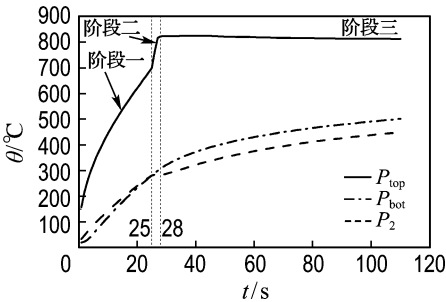


图 13 点 P_{top} 、 P_{bot} 、 P_2 的温度历程曲线
Fig. 13 Temperature history curves of points P_{top} , P_{bot} , P_2

钢板厚度方向上的温度变化规律见图 14.从图中可以看出,在 25、28、110 s 时,上表面温度都是最高值,上下表面的最大温差出现在第 28 s,在 110 s 时,温度分布趋向平缓.

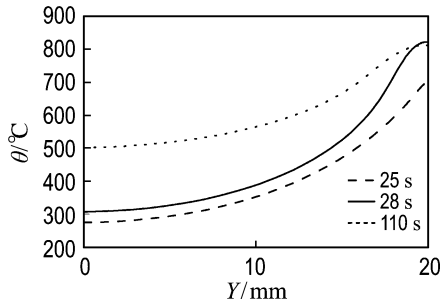


图 14 钢板 Y 方向的温度分布
Fig. 14 Temperature distribution along Y direction of steel plate

3 钢板感应加热参数分析

下面分析钢板感应加热的主要工艺参数对于温度的影响规律,这些参数主要是电流 I 、电流频

率 f 、感应器与钢板之间的空气间隙 d 等.加热时间均为 110 s,通过观察点 P_{top} 的温度历程曲线来分析参数的影响规律,计算结果见图 15(a)、(b)、(c).

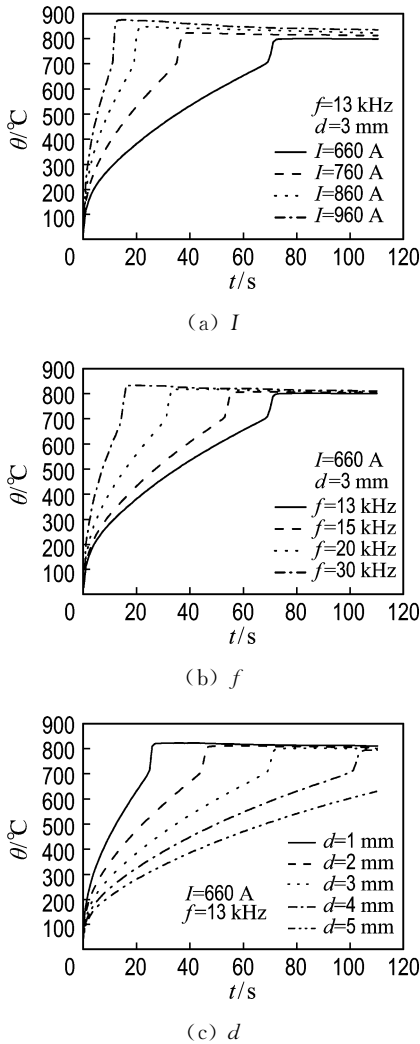


图 15 I 、 f 、 d 对点 P_{top} 温度历程的影响
Fig. 15 Influence of I , f , d on the temperature history at point P_{top}

图 15(a)是点 P_{top} 温度和感应器电流的关系曲线,感应器中加载的电流分别为 660、760、860 和 960 A,点 P_{top} 达到最高温度的时间分别为 72、38、21 和 13 s,即随着电流的增加,点 P_{top} 温升速度越来越快.图 15(b)是点 P_{top} 温度和电流频率的关系曲线,当加热频率为 13、15、20 和 30 kHz,点 P_{top} 达到最高温度的时间分别为 72、55、33 和 16 s,即随着电流频率的增大,点 P_{top} 的加热速度越来越快.图 15(c)显示感应器与钢板之间空气间隙 d 与点 P_{top} 温度的关系,当空气间隙分别为 1、2、3、4 mm 时,点 P_{top} 达到最高温度的时间分别为 26、47、72 和 104 s;当 d 增加到 5 mm,加热结束

时点 P_{top} 温度才达到 $630\text{ }^{\circ}\text{C}$. 即随着空气间隙的增大, 点 P_{top} 升温速度越来越慢, 这主要是由于空气间隙增大后感应器产生的磁力线有很多逸散掉了, 感应加热效率势必降低.

4 结 语

本文的研究对象是局部大尺度的静止式钢板感应加热. 开发了二维电磁-热耦合数值模型, 温度计算结果与实验结果吻合, 并分析了钢板感应加热过程中钢板的电磁场分布规律和温度场分布规律. 感应器加装导磁体后使涡流产生的焦耳热集中分布于感应器正下方, 提高了加热效率. 最后, 研究了感应加热工艺参数对温度的影响, 即在其他加热参数相同的情况下, 感应器加载电流 I 、电流频率 f 越高, 钢板加热速度越快; 感应器与钢板间距 d 越大, 钢板加热速度越慢.

本文主要研究钢板厚度方向上的电磁场和温度的变化规律, 然而, 钢板感应加热过程终究是三维温度和变形行为, 需要在二维模型结果的基础上开发三维有限元模型, 这是下一步研究的课题.

参考文献:

- [1] YU L, Morinobu I, Hidekazu M. Study of temperature field and inherent strain produced by high frequency induction heating on flat plate [J]. *Transactions of JWRI*, 2004, **33**(1):59-63.
- [2] Bae K, YANG Y, Hyun C, *et al.* Derivation of

simplified formulas to predict deformations of plate in steel forming process with induction heating [J]. *International Journal of Machine Tools*, 2008, **48**(15):1646-1652.

- [3] SHEN H, YAO Z Q, SHI Y J, *et al.* Study on temperature field induced in high frequency induction heating [J]. *Acta Metallurgica Sinica (English Letters)*, 2006, **19**(3):190-196.
- [4] Kranjc M, Zupanic A, Miklavcic D, *et al.* Numerical analysis and thermographic investigation of induction heating [J]. *International Journal of Heat and Mass Transfer*, 2010, **53**:3585-3591.
- [5] 滕国杰. 感应加热的端部效应分析[J]. 电炉, 1984(01):14-18.
TENG Guo-Jie. End effect analysis of induction heating process [J]. *Electric Furnace*, 1984(01):14-18. (in Chinese)
- [6] 王旭阳. 钢板感应加热及热弹塑性变形的数值模拟研究[D]. 大连:大连理工大学, 2004.
WANG Xu-yang. Numerical simulation of steel plate's induction heating and thermal elasto-plastic deformation [D]. Dalian: Dalian University of Technology, 2004. (in Chinese)
- [7] 储乐平, 马 骏, 刘玉君, 等. 钢板感应加热机理及电磁-热耦合场的数值模拟[J]. 中国造船, 2005, **46**(1): 98-105.
CHU Le-ping, MA Jun, LIU Yu-jun, *et al.* The mechanism of induction heating for steel plate and numerical simulation of electromagnetic-thermal coupling field [J]. *Shipbuilding of China*, 2005, **46**(1):98-105. (in Chinese)

Analyses of electromagnetic-thermal coupling field for high frequency induction heating process of steel plate

ZHANG Xue-biao^{*1,2}, YANG Yu-long^{1,2}, LIU Yu-jun^{1,2}

- (1. Department of Naval Architecture, Faculty of Vehicle Engineering and Mechanics, Dalian University of Technology, Dalian 116024, China;
2. State Key Laboratory of Structural Analysis for Industrial Equipment, Dalian University of Technology, Dalian 116024, China)

Abstract: Static induction heating of steel plate is studied, 2D numerical model of electromagnetic-thermal coupling is developed by COMSOL Multi-Physics software, and the numerical results of temperature agree with experimental data. Distributions of electromagnetic field and temperature field in the heating process of the steel plate are studied. After the inductor has been fitted with a magnetizer, the Joule heat generated by eddy currents is converged under the inductor, and the heat efficiency is improved. Finally, the influences of the process parameters of induction heating on temperature are studied, and the experimental results show that, under the conditions that the other parameters remain unchanged, the higher the current of the inductor and the current frequency are, the faster the plate is heated, and the bigger the gap between the inductor and the plate is, the slower the plate is heated.

Key words: ship engineering; hull plate; induction heating; numerical simulation