

# 磷生铁和钢爪尺寸对铝电解槽阳极物理场的影响

李拓夫, 陶文举, 王兆文, 刘小珍

(东北大学 冶金学院, 辽宁 沈阳 110819)

**摘 要:** 铝电解槽阳极中, 磷生铁和钢爪起到热、电和结构连接的作用. 采用数值模拟的方法, 研究了磷生铁和钢爪的尺寸对阳极物理场的影响. 基于 ANSYS 有限元软件, 建立了三维热-电-应力耦合模型. 考察了不同的钢爪直径和磷生铁厚度对阳极的热-电-应力分布的影响. 结果表明, 钢爪直径不变时, 随着磷生铁厚度从 12.5 mm 增加到 32.5 mm, 阳极温度场和应力的变化可以忽略, 而阳极电压降降低了 17.7 mV. 在磷生铁厚度不变的情况下, 当钢爪直径从 135 mm 增加到 175 mm 时, 阳极钢爪、炭块和磷生铁的温度最高可以降低 50 ℃, 阳极电压降降低了 26.4 mV, 而阳极炭块的受力增加了.

**关 键 词:** 铝电解槽; 磷生铁; 钢爪; 阳极压降; 数值模拟; 热-电-应力耦合场

中图分类号: TF 821

文献标志码: A

文章编号: 1005-3026(2020)06-0828-07

## Effects of the Size of Cast Iron and Stub on the Physical Field of Anode in Aluminium Reduction Cell

LI Tuo-fu, TAO Wen-ju, WANG Zhao-wen, LIU Xiao-zhen

(School of Metallurgy, Northeastern University, Shenyang 110819, China. Corresponding author: WANG Zhao-wen, E-mail: wangzw@smm.neu.edu.cn)

**Abstract:** Cast iron and stub act as thermo-electro-mechanical connectors in an anode of aluminium reduction cell. The effects of their size on the physical field of anode are investigated by performing numerical simulations. For this purpose, a 3D thermo-electro-mechanical (TEM) coupled model is developed based on the ANSYS software. When the thickness of the cast iron increases from 12.5 to 32.5 mm, the temperature and stress distributions of the carbon block show insignificant changes, while anode voltage drop decreases by 17.7 mV. When the stub diameter increases from 135 to 175 mm, the temperature of each component decreases by 50 ℃ utmost and anode voltage drop decreases by 26.4 mV, respectively. Meanwhile stress in the carbon block increases.

**Key words:** aluminium production; cast iron; stub; anode voltage drop; numerical simulation; thermo-electro-mechanical coupled field

工业上生产原铝采用 Hall-Héroult 法, 其主体设备被称为铝电解槽. 阳极是铝电解槽的心脏, 阳极电压降占总电压降约 7.5%<sup>[1]</sup>. 因此, 阳极设计对于铝电解节能降耗是非常重要的<sup>[2]</sup>.

现代大型预焙铝电解槽所用的阳极是用熔融的磷生铁将阳极炭块和钢爪连接在一起而制成<sup>[1]</sup>. 磷生铁和钢爪不仅起到结构连接的作用, 同时还要进行热、电的连接, 对于阳极物理场有着重要的影响. 因此, 目前阳极结构优化的研究主要

集中在改进磷生铁和钢爪的结构方面<sup>[3-5]</sup>.

目前缺少对于磷生铁厚度和钢爪直径对阳极物理场分布影响的深入研究. 杨帅等<sup>[6]</sup>和 Li 等<sup>[7]</sup>分别采用热-电耦合模型, 对影响阳极电压降的因素进行了数值模拟研究. 然而, 有学者提出阳极的物理场分布是热-电-应力三个物理场的耦合结果<sup>[8-9]</sup>, 而热-电耦合模型中缺乏对应力分布的考虑, 会导致计算结果有偏差. Molenaar 等<sup>[10-11]</sup>提出了热-电-应力耦合模型, 研究了阳

极的物理场分布. 结果表明, 热 - 电耦合模型的阳极电压降和热 - 电 - 应力耦合模型的结果相差 28 mV.

综上所述, 研究磷生铁和钢爪的尺寸对阳极物理场分布影响需要进行热 - 电 - 应力耦合分析. 为此, 本文基于 ANSYS 软件, 使用 APDL 语言建立参数化的热 - 电 - 应力耦合模型. 借助该模型, 考察磷生铁厚度和钢爪直径对于阳极物理场分布的影响.

## 1 模型描述

### 1.1 物理模型

如图 1 所示, 物理模型中包括阳极炭块、磷生铁、钢爪和导杆. 炭块是规则的六面体, 有 4 个炭

碗, 阳极关于中轴中心对称. 将左侧两个炭碗编号为 1 和 2, 下文将以这两个炭碗为例进行分析. 在阳极的横截面上取不同的点, 考察不同情况下这些位置的温度变化.

阳极模型结构参数参考国内某 400 kA 电解槽阳极, 主要尺寸如表 1 所示.

基于 ANSYS 软件平台, 采用高阶耦合场单元 Solid 226 对物理模型进行网格划分. 模型中采用了 Contac 174 和 Target 170 单元, 考虑不同材料之间的界面接触行为.

### 1.2 材料属性

炭块、钢爪和铝导杆的热导率和电导率取自文献[12]. 磷生铁的热导率和电导率取自文献[13]. 材料力学性能取自文献[14 - 15]. 此外, 需要用到电解质的密度, 取  $2\,066\text{ kg}\cdot\text{m}^{-3}$ [16].

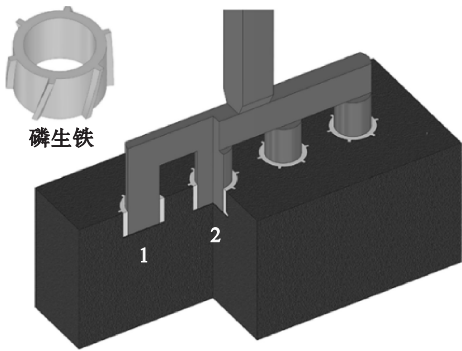


图 1 物理模型  
Fig.1 Physical model

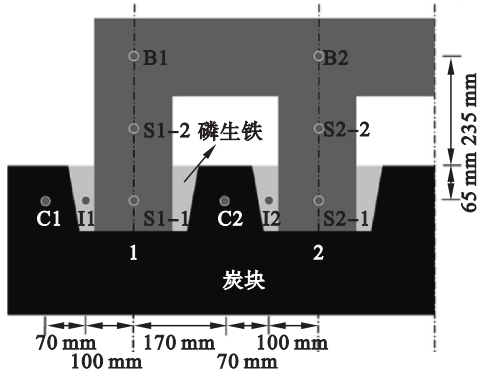


表 1 阳极尺寸 Table 1 The dimensions of the anode			
项目	尺寸/mm	项目	尺寸/mm
炭块	1 650 × 680 × 620	导杆长度	1 500
钢爪直径	155	导杆截面	150 × 150
炭碗直径	200	炭碗深度	120

### 1.3 边界条件

以第二类边界条件给出阳极运行过程中的热边界条件, 如图 2 所示, 不同位置以标签标出. 标签 A 位置为槽盖板外面的导杆<sup>[11]</sup>. 标签 B 所示位置为槽盖板和覆盖料之间的部分<sup>[17]</sup>. 标签 C 部分用等效热边界条件代替覆盖料的保温作用<sup>[8]</sup>. 标签 D 代表上部结壳<sup>[8]</sup>. 标签 E 代表上部结壳与电解质之间的炭块<sup>[11]</sup>. 标签 F 代表 150 mm 的阳极浸入电解质中<sup>[11]</sup>. 标签 G 一侧与周围的阳极对称, 热流率为 0<sup>[8]</sup>. 从导杆顶端进入阳极的电流为 10 kA, 阳极底掌的电势设置为 0 mV. 应力边界条件中考虑了各个部分的重力和电解质的浮力. 导杆顶端节点的位移固定为零.

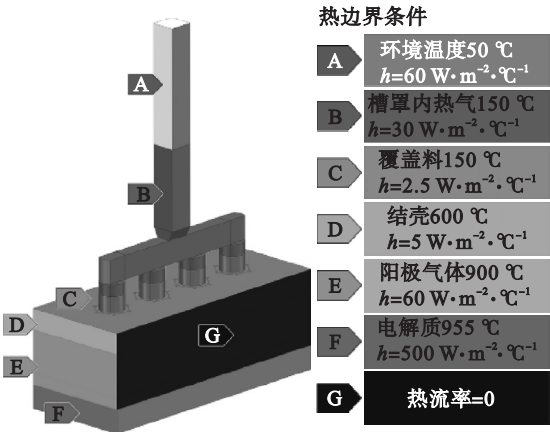


图 2 热边界条件示意图  
Fig.2 Schematic picture of the thermal boundary conditions

### 1.4 铁 - 炭接触

阳极组装后, 磷生铁和炭块之间由于热收缩会出现铁 - 炭间隙<sup>[9]</sup>. 根据 Richard 提出的公式<sup>[8-9]</sup>对磷生铁与炭块之间的间隙进行计算, 作为数值模拟的初始条件.

铁-炭接触换热系数可以定义为铁-炭间隙和温度的函数<sup>[12]</sup>. 钢爪和磷生铁之间的接触电导率取  $5\text{ S/mm}^2$ <sup>[15,18]</sup>. 磷生铁与炭块之间的接触电导率是接触应力和温度的函数, 根据 Richard<sup>[9]</sup> 提出的表达式计算, 如式(1)所示.

$$ECC = (A(T) - B(T) e^{-(P/C(T))^{D(T)}})^{-1}. \quad (1)$$

式中:  $ECC$  为接触电导率,  $\text{S/mm}^2$ ;  $A, B, C, D$  都是随温度变化的系数, 取值见文献[12];  $P$  为接触应力,  $\text{MPa}$ .

2 结果与讨论

2.1 模型验证

原始设计尺寸 of 阳极的热-电分布结果如图

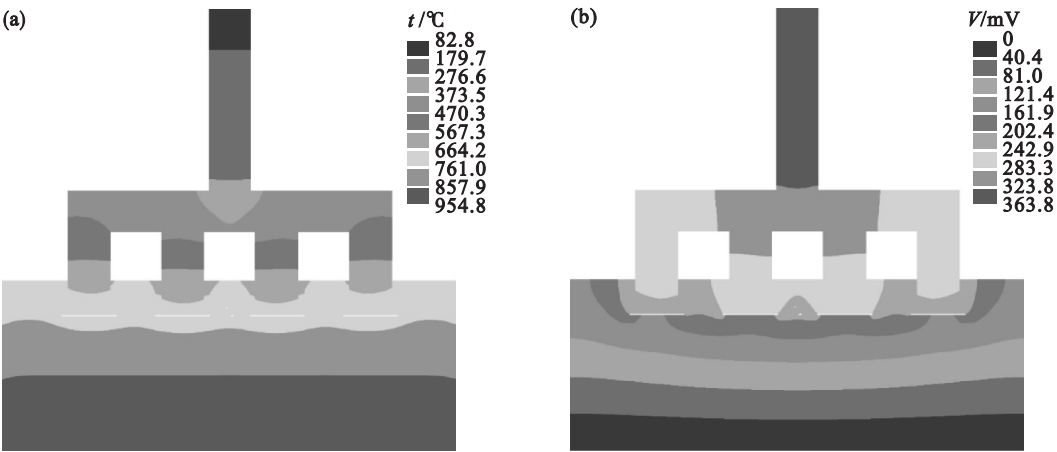


图 3 原始设计的热-电场计算结果  
Fig. 3 Thermo-electrical results of the original design  
(a)—温度分布; (b)—电压分布.

$$\left. \begin{aligned} F &= \sigma_1 - \frac{\alpha}{2}(\sigma_2 + \sigma_3) \leq \sigma_t, \sigma_2 \leq \frac{\sigma_1 + \alpha\sigma_2}{1 + \alpha}, \\ F' &= \frac{1}{2}(\sigma_1 + \sigma_2) - \alpha\sigma_3 \leq \sigma_t, \sigma_2 > \frac{\sigma_1 + \alpha\sigma_2}{1 + \alpha}. \end{aligned} \right\} \quad (2)$$

式中:  $F$  和  $F'$  表示双剪强度准则下的等效应力;  $\sigma_i$  表示三个主应力,  $\text{MPa}$ ;  $\sigma_t$  表示抗拉强度, 取  $7.9\text{ MPa}$ ;  $\alpha$  为抗拉强度与抗压强度的比值, 本文中炭块抗压强度取  $42\text{ MPa}$ <sup>[24]</sup>,  $\alpha$  为  $5.3$ .

等效应力计算结果如图 4 所示, 炭碗侧壁与底面的交界处和炭碗凹槽的底部两个位置受力较大, 与文献[11]结果相符.

2.2 磷生铁厚度对阳极物理场分布的影响

考察钢爪直径保持不变时, 磷生铁厚度由  $12.5\text{ mm}$  增加到  $32.5\text{ mm}$ , 阳极物理场的变化.

图 5 表明, 随着磷生铁厚度的增加, 图 1 中选定点的温度变化不超过  $10\text{ }^\circ\text{C}$ , 因此, 磷生铁厚度的变化对温度场的影响可以忽略不计.

3 所示. 由图 3a 可知, 阳极炭碗内的温度在  $640 \sim 720\text{ }^\circ\text{C}$  之间, 钢爪的温度在  $305 \sim 701\text{ }^\circ\text{C}$  之间, 与文献结果<sup>[8,10]</sup> 相符. 图 3b 给出阳极电压分布图. 阳极电压降约为  $363.8\text{ mV}$ . 与文献中的电场计算结果<sup>[8,11,19]</sup> 相对比, 阳极电场计算结果也在合理范围内.

阳极炭块可以认为是脆性材料<sup>[20]</sup>, 其应力应变曲线与混凝土相似<sup>[21]</sup>. Tremblay 等采用了混凝土强度理论中的莫尔强度准则, 对残极强度进行校核<sup>[22]</sup>. 本文中首次采取了双剪强度准则, 其主要应力形式<sup>[23]</sup> 如式(2)所示.

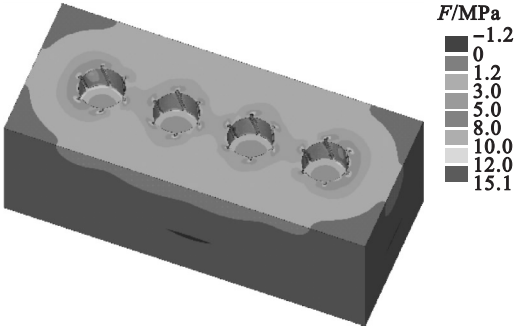


图 4 原始设计的等效应力分布  
Fig. 4 The equivalent stress profile of the original design

由表 2 可知, 随着磷生铁的厚度从  $12.5\text{ mm}$  增加到  $32.5\text{ mm}$  时, 阳极电压降从  $370.2\text{ mV}$  降低到  $352.5\text{ mV}$ , 降低约  $17.7\text{ mV}$ .

磷生铁厚度的增加对磷生铁自身电压降没有影响, 始终在  $44\text{ mV}$  左右. 因此, 当磷生铁厚度增加时, 铁-炭实际接触面积的增加是造成阳极电

压降低的主要因素.

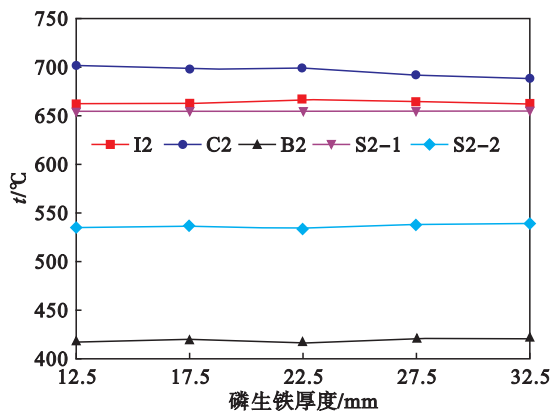
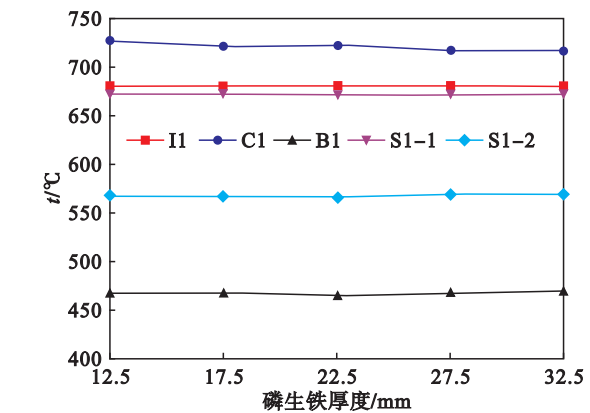


图 5 阳极中选定位置的温度随磷生铁厚度变化  
Fig.5 Temperature in selected node under different cast iron thickness

表 2 阳极电压降随磷生铁厚度变化					
Table 2 AVD under different cast iron thickness					
磷生铁厚度/mm	12.5	17.5	22.5	27.5	32.5
阳极电压降/mV	370.2	365.8	363.8	356.5	352.5

图 6a 和 6b 给出了炭碗 1 和 2 中的接触应力分布图. 随着磷生铁厚度的增加,接触应力的分布规律不变,但是应力值略有减小. 这是因为初始

铁 - 炭间隙随着磷生铁厚度的增加而增加. 由式 (1) 可知, 只有当应力在 0.01 ~ 10 MPa 之间时, 接触电导率随着应力的增加而增大. 从接触应力分布可以看出, 接触电导率不受磷生铁厚度变化的影响. 图 6c 给出了铁 - 炭界面面积和实际接触面积随磷生铁厚度的变化. 铁 - 炭接触界面面积和实际接触面积同时增加. 并且, 实际接触面积占接触界面面积的比例增加了 4.6% .

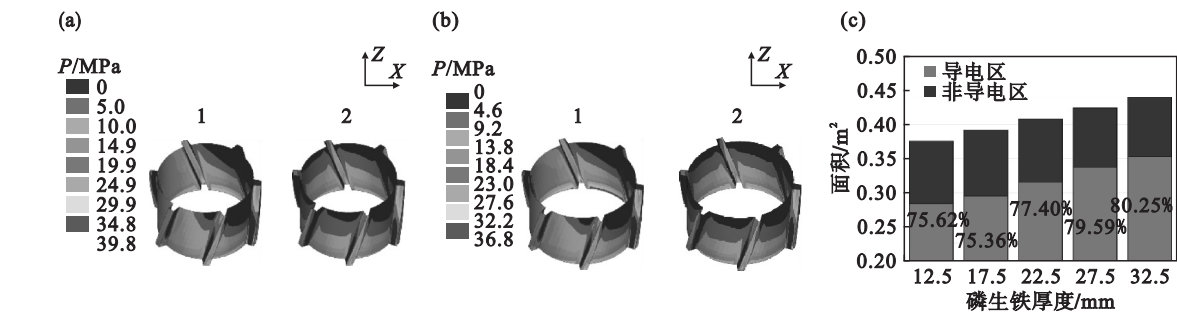


图 6 铁 - 炭接触应力分布  
Fig.6 Cast iron to carbon contact stress profile

(a) — 磷生铁厚度 12.5 mm; (b) — 磷生铁厚度 32.5 mm; (c) — 接触面积随磷生铁厚度变化.

磷生铁尺寸对运行中的阳极炭块的强度的影响也是设计人员关注的重点<sup>[7]</sup>. 由图 7 可知, 随着磷生铁厚度的增加, 等效应力的分布规律不变, 但是等效应力值随着磷生铁厚度的增加而略有减

小. 造成这一结果的原因在于磷生铁厚度的增加, 导致了铁 - 炭初始间隙的增加. 因此, 磷生铁厚度的增加并不会对炭块的强度产生不利影响.

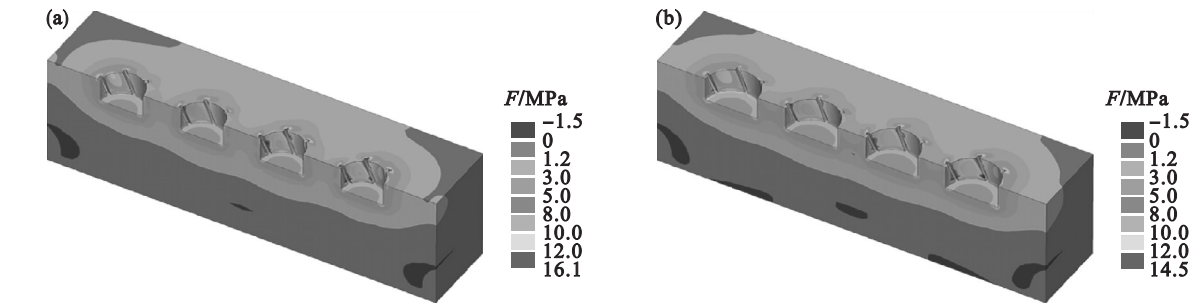


图 7 炭块等效应力分布图  
Fig.7 Equivalent stress profile on the carbon block  
(a) — 磷生铁厚度 12.5 mm; (b) — 磷生铁厚度 32.5 mm.

2.3 钢爪直径对阳极物理场分布的影响

考察磷生铁厚度保持 22.5 mm 不变时,钢爪直径由 135 mm 增加到 175 mm 时,阳极物理场的变化.

如图 8 所示,当钢爪直径从 135 mm 增加到 175 mm 时,如图 1 中选定位置的温度降低了 50 ℃左右.这是由于钢爪直径的增加,阳极散热增加所造成的.

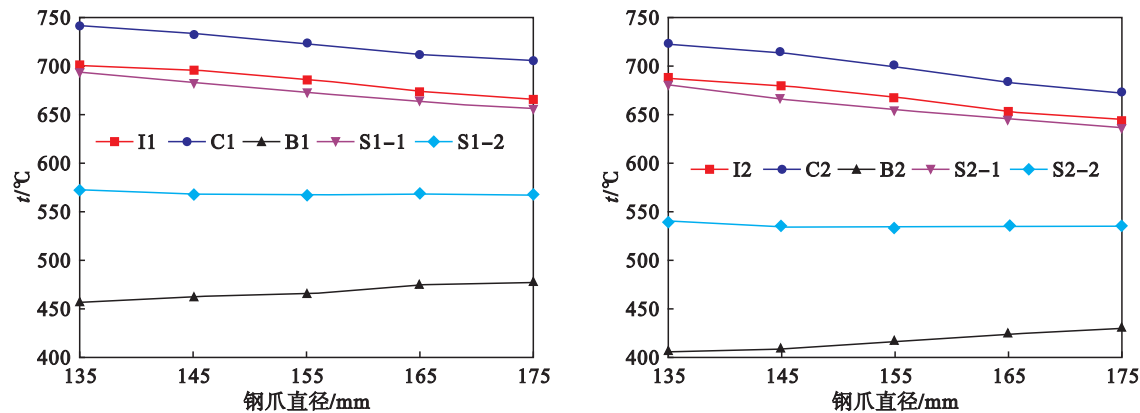


图 8 阳极中选定位置的温度随钢爪直径的变化曲线  
Fig.8 Temperature in selected positions under different stub diameters

由表 3 可知,当钢爪直径从 135 mm 增加到 175 mm 时,阳极电压降由 375.5 mV 降低到 349.1 mV,下降约 26.4 mV.

90 mV 下降到 79 mV.

从材料电压降和接触电压降两个方面来分析阳极电压降的变化.由图 9 可知,当钢爪直径由 135 mm 增加到 175 mm 时,钢爪自身的电压降由

表 3 阳极电压降随钢爪直径变化					
Table 3 AVD under different stub diameters					
钢爪直径/mm	135	145	155	165	175
阳极电压降/mV	375.5	371.6	363.8	354.7	349.1

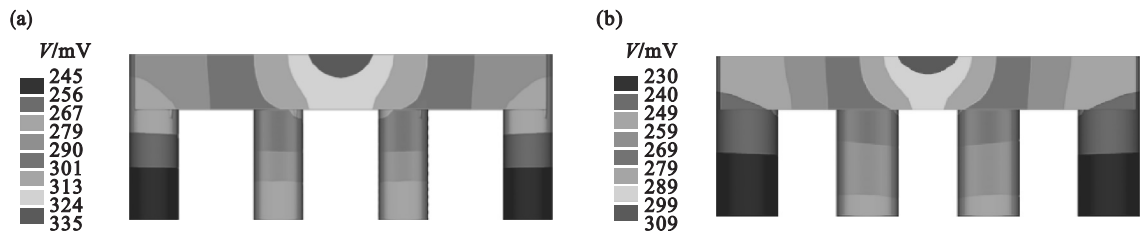


图 9 钢爪电压降  
Fig.9 Voltage drop on the stub  
(a)—钢爪直径 = 135 mm; (b)—钢爪直径 = 175 mm.

图 10a 和 10b 给出了钢爪直径为 135 mm 和 175 mm 时的接触应力分布和接触面积的变化.随着钢爪直径从 135 mm 增加到 175 mm,接触应力值逐渐增大.这是因为钢爪直径的增加导致了更大的钢爪热膨胀,对炭块产生了更大的压力.与前文中磷生铁厚度增加时的情况类似,接触电导率可以认为是几乎不变的.如图 10c 所示,随着钢爪直径的增加,铁-炭实际接触面积同时增加,这会

导致铁-炭接触压降逐渐降低.因此,增加钢爪直径既能够降低钢爪自身电压降,同时也降低了阳极的铁-炭接触压降.

钢爪直径的增加对阳极炭块强度有一定的影响.如图 11 所示,钢爪直径分别为 135 和 175 mm 时,炭块的等效应力分布云图.随着钢爪直径的增加,阳极炭块中的等效应力显著增加.当钢爪直径由 135 mm 增加到 175 mm 时,炭碗侧壁和底部交接的位置,如图中标注的 P1 位置,等效应力增加了 2~3 MPa 左右.在相邻炭碗之间,如 P2 位置,等效应力从 5 MPa 以下增加到 8 MPa 左右.此外,沿着 L1 方向,等效应力显著增加.因此,增加钢爪直径可能会对炭块的强度产生不利的影响,增加炭块损坏的风险.



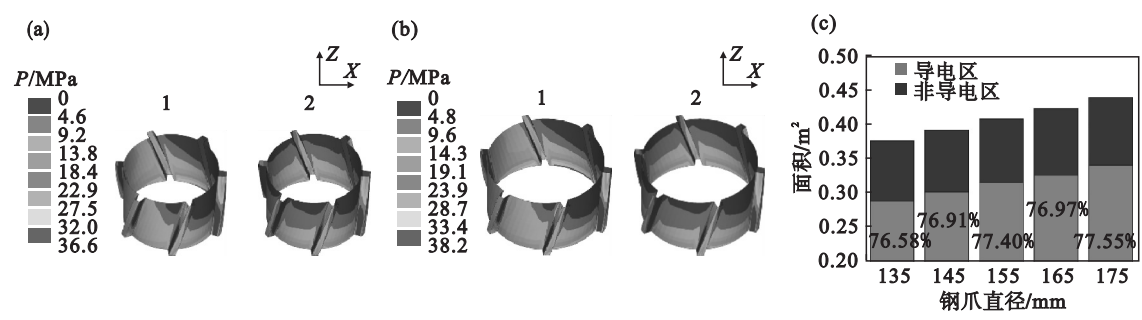


图 10 铁 – 炭接触应力分布  
Fig. 10 Cast iron to carbon contact stress profile  
(a)—钢爪直径 = 135 mm；(b)—钢爪直径 = 175 mm；(c)—接触面积随钢爪直径变化。

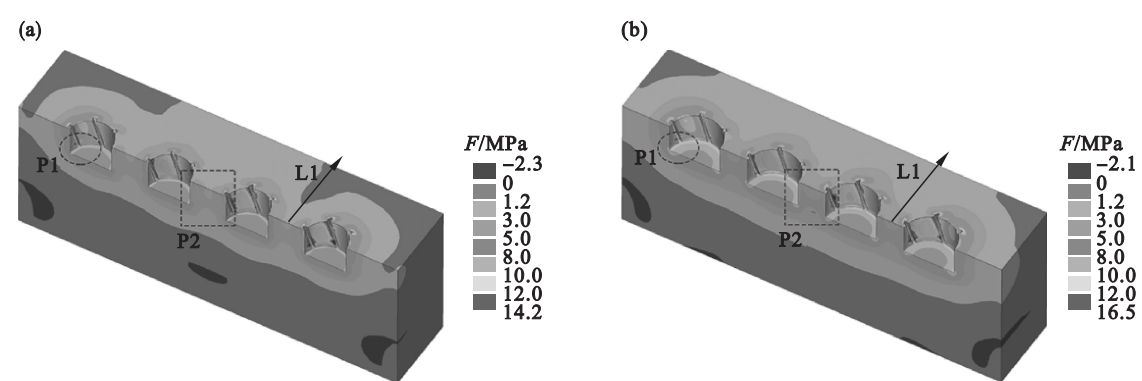


图 11 炭块等效应力分布图  
Fig. 11 Equivalent stress profile on the carbon block  
(a)—钢爪直径 = 135 mm；(b)—钢爪直径 = 175 mm。

### 3 结 论

本文建立了三维热 – 电 – 应力耦合模型,考察了磷生铁厚度和钢爪直径对阳极温度、电压和应力分布的影响,并进行了分析,得出以下结论。

1) 在钢爪直径不变的情况下,随着磷生铁的厚度从 12.5 mm 增加到 32.5 mm,阳极温度场的变化可以忽略不计。阳极电压降产生了显著的变化,由 370.2 mV 降低到 352.5 mV。造成阳极电压降低的因素是实际接触面积的增加。阳极炭块的强度不受磷生铁厚度变化的影响。

2) 在磷生铁厚度不变的情况下,当钢爪直径从 135 mm 增加到 175 mm 时,阳极温度最多能降低 50 ℃,这是由于钢爪直径的增加,加强了阳极的散热所造成的。由于钢爪自身的电压降和接触电压降同时降低,总阳极电压降由 375.5 mV 降低到 349.1 mV。此外,钢爪直径的增加会增大炭块所受的应力,从而增加炭块断裂的风险。

### 参考文献：

[ 1 ] 邱竹贤. 预焙槽炼铝 [ M ]. 3 版. 北京: 冶金工业出版社, 2005: 28 – 37.

( Qiu Zhu-xian. Aluminium metallurgy in prebaked anode reduction cells [ M ]. 3rd ed. Beijing: Metallurgical Industry Press, 2005: 28 – 37. )

[ 2 ] Molenaar D, Sadler B A. Anode rodding basics [ C ] // Light Metals 2014. Warrendale, PA: TMS, 2014: 1263 – 1268.

[ 3 ] Fafard M, Trempe O, Goulet P, et al. Anode and connector for a Hall-Héroult industrial cell; WO, WO/2012/100340 [ P ]. 2012 – 08 – 12.

[ 4 ] Tremblay S O, Marceau D, Kocaefer D, et al. Development of a new approach to increase the electrical performance of anodic assemblies [ C ] // Light Metals 2015. Warrendale, PA: TMS, 2015: 1175 – 1180.

[ 5 ] 赵红军. 预焙阳极炭块相邻碗孔之间开槽技术节能降耗的作用 [ J ]. 材料与冶金学报, 2010, 9 ( sup 1 ): 92 – 94.

( Zhao Hong-jun. Energy saving effects of the technology slotting between the adjacent stub hole on prebaked anode carbon block [ J ]. Journal of Materials and Metallurgy, 2010, 9 ( sup 1 ): 92 – 94. )

[ 6 ] 杨帅, 徐宇杰, 张红亮, 等. 炭碗结构对预焙铝电解槽阳极压降影响的仿真研究 [ J ]. 轻金属, 2011 ( 9 ): 38 – 43.

( Yang Shuai, Xu Yu-jie, Zhang Hong-liang, et al. Simulative research of effects of parameters of stub hole on anode voltage drop in aluminium electrolysis [ J ]. Light Metals, 2011 ( 9 ): 38 – 43. )

[ 7 ] Li W X, Zhou J, Zhou Y. Numerical analysis of the anode voltage drop of a reduction cell [ C ] // Light Metals 2009. Warrendale, PA: TMS, 2009: 1169 – 1171.

[ 8 ] Fortin H, Kande V, Fafard M. FEM analysis of voltage drop in the anode connector induced by steel stub diameter reduction [ J ]. Finite Elements in Analysis and Design, 2012, 52: 71 – 82.

- [9] Richard D. Design of the stub hole of the anode used in a Hall-Héroult cell using the finite element method [D]. Quebec City; Laval University, 2000.
- [10] Molenaar D, Ding K, Kapoor A. Development of industrial benchmark finite element analysis model to study energy efficient electrical connections for primary aluminium smelters [C]//Light Metals 2011. Warrendale, PA; TMS, 2011; 985–990.
- [11] Gunasegaram D R, Molenaar D. Towards improved energy efficiency in the electrical connections of Hall-Héroult cells through finite element analysis (FEA) modeling[J]. *Journal of Cleaner Production*, 2015, 93: 174–192.
- [12] Chaouki H, Baiteche M, Jacques A, et al. Finite element analysis of slot size effect on the thermal-electrical behaviour of the anode [C]//Light Metals 2017. Warrendale, PA; TMS, 2017; 1315–1323.
- [13] Li T, Tao W, Wang Z, et al. Numerical simulation on the transient temperature field of anode rodding in aluminium reduction cells[J]. *Metals*, 2018, 8(12): 1026–1048.
- [14] Li H, Cao X, Tian Y. Optimization of anode structure in aluminum reduction cells under low power consumption[J]. *The Chinese Journal of Nonferrous Metals*, 2012, 22(10): 2960–2969.
- [15] Wilkening S, Cote J. Problems of the stub-anode connection [C]//Light Metals 2007. Warrendale, PA; TMS, 2007; 865–873.
- [16] Wang Q, Li B, Fafard M. Effect of anode change on heat transfer and magneto-hydrodynamic flow in aluminum reduction cell[J]. *JOM*, 2016, 68(2): 610–622.
- [17] Abbas H, Taylor M P, Farid M, et al. The impact of cell ventilation on the top heat losses and fugitive emissions in an aluminium smelting cell [C]//Light Metals 2009. Warrendale, PA; TMS, 2009; 551–556.
- [18] Dupuis M. Development and application of an ANSYS based thermo-electro-mechanical anode stub hole design tool [C]//Light Metals 2010. Warrendale, PA; TMS, 2010; 433–438.
- [19] Hassan I M, Brimmo A, Raheem B R, et al. Validation of anode model for voltage drop mitigation studies [C]//34th International ICSOBA Conference. Quebec, 2016; 847–859.
- [20] Meier M W. Cracking behaviour of prebaked carbon anodes used for the aluminium production [M]. Sierre, Switzerland; R & D Carbon Ltd, 1996.
- [21] D'Amour G, Fafard M, Gakwaya A, et al. Mechanical behaviour of the carbon cathode: Understanding, modeling and identification [C]//Light Metals 2003. Warrendale, PA; TMS, 2003; 633–639.
- [22] Tremblay S O, Marceau D, Coulembe P, et al. Numerical investigation of the thermomechanical behavior of anode butt [C]//Light Metals 2018. Warrendale, PA; TMS, 2018; 1403–1412.
- [23] Yu M. Unified strength theory and its applications [M]. Berlin; Springer-Verlag, 2004.
- [24] Frosta O E, Foosnaes T, Oye H, et al. Modelling of anode thermal cracking behavior [C]//Light Metals 2008. Warrendale, PA; TMS, 2008; 923–927.