



文章编号: 1000-8608(2012)03-0373-08

钢结构氧气切割开孔残余应力数值分析与实验研究

韦智元^{1,2}, 刘玉君^{*1,2,3}, 周波², 黄浩²

(1. 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;

2. 大连理工大学 船舶工程学院, 辽宁 大连 116024;

3. 大连理工大学 船舶制造国家工程研究中心, 辽宁 大连 116024)

摘要: 氧气切割是船体结构临时开孔工艺中的首选方法,其产生的残余应力对后序封孔焊接与结构安全性均有重要影响.基于氧气切割原理,建立了预热火焰与铁氧反应生热的组合热源模型;基于热弹塑性有限元法,建立了氧气切割开孔过程的数值计算模型,并分析了切割温度场与残余应力场分布规律.通过氧气切割开孔实验进行结果验证,采用红外热像仪测量表面温度分布,应用压痕应变变法测量残余应力,实验结果与计算结果基本吻合.研究结果表明:在割缝边缘存在超过材料屈服点的拉应力区,其宽度受切割速度、开孔尺寸与纵向约束等因素的影响.

关键词: 结构开孔;氧气切割;数值模拟;温度场;残余应力

中图分类号: U671.2 **文献标志码:** A

0 引言

船舶在修理、改造过程中,经常需要在甲板、舱壁等位置设置临时开孔,氧气切割法因其便利性常作为切割开孔的首选方法.由于氧气切割开孔涉及高热输入、不均匀的冷却以及原构件的约束,将不可避免地产生残余应力与变形,该残余应力与变形为后序的封孔焊接工艺带来了困难,并且对开孔结构疲劳强度、稳定性等都有非常不利的影响^[1].因此,切割残余应力与变形是船舶修造开孔工艺中应特别注意的问题.对于热切割工艺,学者们通过解析方法、实验以及数值模型等手段进行了广泛的探索:Kotousov 推导了无限弹性薄板热切割过程的热应力解析式,并计算了移动热源在切割点处形成的应力强度因子^[2];O'Neill 等通过大量的实验,论证了钢板厚度、切割速度以及热输入功率三者之间的关系^[3];Ermolaev 等建立了氧助激光切割过程中铁在氧流中循环燃烧的数学模型,并以此来模拟切割边的波纹形状^[4];Yilbas 等探讨了多种激光切割过程中的残余应力分布,包括不同的材质、厚度以及

路径等^[5,6];Dong 等研究了热切割中由板内初始残余应力导致的热切割变形问题^[7].从总体来看,大多数研究热衷于讨论切割温度场的分布情况,以及如何优化加工参数,改进切割工艺,但是关于热切割(尤其是氧气切割)残余应力的研究不够深入,对切割残余应力的分布还缺少量化结论.

本文基于氧气切割原理,建立氧气切割组合热源模型;应用热弹塑性有限元法,模拟两类型切割开孔过程;研究切割温度场与残余应力的分布规律,并进行实验验证;最后讨论切割速度、边界约束、开孔尺寸对残余应力分布的影响.

1 气割热源模型与热传导问题求解

1.1 组合热源模型:表面热输入与内反应生热

氧气切割过程中,钢材表面首先在预热火焰(丙烷与预热氧)的作用下达到燃点(低碳钢约 1 223 K),然后送进切割氧,使钢中的铁在氧气中燃烧产生氧化铁熔渣,同时放出大量热,借助燃烧热加热钢材下层与切口边缘使之也达到燃点,直至形成切口将钢板割开.铁的氧化反应生热远高于预热火焰提供的能量.因此,氧气切割的热能来

收稿日期: 2010-10-20; 修回日期: 2012-03-15.

基金项目: 国家自然科学基金资助项目(50805016); 辽宁省自然科学基金资助项目(20102028); 国家重点实验室专项经费资助课题(S08112).

作者简介: 韦智元(1983-),男,博士生,E-mail:weizhiyuan1994@sina.com; 刘玉君*(1962-),男,教授,博士生导师.

源以铁氧反应生热为主. 本文基于氧气切割原理, 建立表面预热火焰与铁氧反应生热共同作用的组合热源模型.

1.1.1 表面预热火焰模型 采用高斯面热源模拟预热火焰的作用, 其热流密度表达式为

$$q(r) = \frac{K\eta_{pre}Q_{C_3H_8}F_{C_3H_8}}{\pi} \exp(-Kr^2) \quad (1)$$

式中: $q(r)$ 为距热源中心距离为 r 处的热流密度 (W/m^2); K 为能量浓缩系数, $K=3/r_0^2$, r_0 为高斯热源有效半径 (m); $F_{C_3H_8}$ 为丙烷流量 (m^3/s), 在实验中由空气转子流量计测得; $Q_{C_3H_8}$ 为丙烷燃烧的热值 (J/m^3); η_{pre} 为高斯热源的热效率.

1.1.2 铁氧反应生热模型 钢材气割时铁与氧的反应有以下几种形式:



熔渣中各氧化物的比例随板厚不同而变化. 根据文献[8], 对于 10 mm 厚的钢板, 燃烧生成的 3 种氧化物质量分数如下: FeO 占 20%, Fe_2O_3 占 55%, Fe_3O_4 占 25%. 结合各反应形式的放热量, 可计算得到单位体积铁的燃烧生热 Q_{gen} (J/m^3). 假定铁氧燃烧生热 Q_{gen} 沿板厚方向不变, 厚度方向的金属同时达到燃点并放热, 即将燃烧生热简化为作用于切割点的线热源模型. 由于切割氧流与熔渣带走了大部分燃烧生热, 铁氧反应生热也应考虑到热效率 η_{gen} . 表 1 列出了本文采用的组合热源模型的相关参数值.

表 1 热源模型参数

Tab. 1 Parameters of heat source model

$F_{C_3H_8}/$ ($m^3 \cdot s^{-1}$)	$Q_{C_3H_8}/$ ($J \cdot m^{-3}$)	r_0/m	$Q_{gen}/$ ($J \cdot m^{-3}$)	η_{pre}	η_{gen}
1.483×10^{-4}	1.013×10^8	0.041	5.035×10^{10}	0.29	0.25

1.2 热传导微分方程

氧气切割过程中热传导微分方程可表示为[9]

$$\frac{\partial T}{\partial t} = \frac{k}{c\rho} \left[\frac{\partial^2 T}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial z^2} \right] + \frac{1}{c\rho} \frac{\partial Q_v}{\partial t} \quad (2)$$

式中: ρ 为密度 (kg/m^3), c 为比热容 ($J/(kg \cdot K)$), k 为热导率 ($W/(m \cdot K)$), T 为温度 (K), Q_v 为单位体积逸出或消耗的热能 (J/m^3), t 为时间 (s).

1.3 边界换热条件

气割传热过程中的边界条件考虑自然对流换

热与辐射换热叠加, 叠加后的换热系数可表示为

$$q_{conv+rad} = h_{conv}(T - T_0) + \sigma \epsilon (T^4 - T_0^4) \quad (3)$$

式中: T 为试件温度; T_0 为环境温度; h_{conv} 为自然对流换热系数 (随 $(T+T_0)/2$ 而变化), σ 为斯蒂芬-玻尔兹曼常数, 取值 $5.67 \times 10^{-8} W/(m^2 \cdot K^4)$; ϵ 为材料的热辐射率, 粗糙的钢材表面取 0.6~0.8.

1.4 有限元解

热传导问题的有限元解从微分方程(2)的积分方程开始, 将场离散为简单形状的单元, 得到热传导的矩阵方程式为

$$C_T \dot{T} + K_T T = \dot{Q} \quad (4)$$

式中: C_T 是热容矩阵; K_T 是导热率矩阵; T, \dot{T} 是节点温度和它们的时间导数的列矢量; \dot{Q} 为热源节点的列矢量.

2 气割温度场数值分析与实验验证

2.1 钢结构气割开孔温度场数值计算模型

绝大多数的船体结构开孔形状都可以分解成两类最基本的切割路径: 直线与圆. 本文应用有限元软件 ANSYS, 对直线切割模型(图 1, 上布置 11 个测温点)、方形板开圆孔模型(图 2), 分别进行有限元建模(图 1、2). 钢板的厚度均为 10 mm, 割缝宽 2 mm. 根据对称性, 直线切割中取钢板的一半建模. 在割缝及热影响区内采用较细的网格划

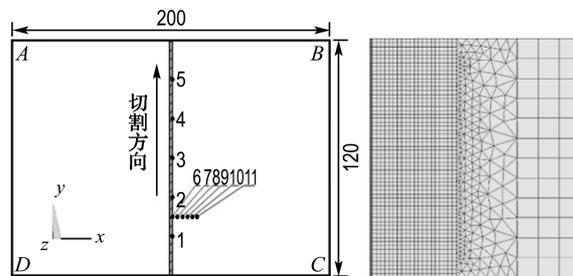


图 1 直线切割示意图与有限元模型

Fig. 1 Diagram and finite element model for line-cutting

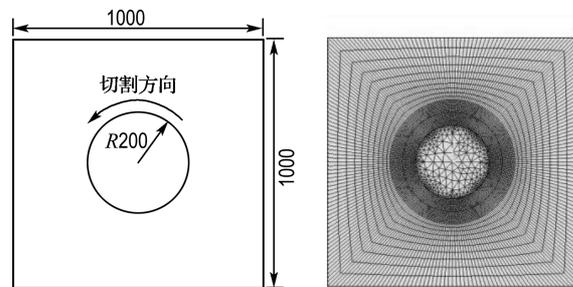


图 2 圆切割示意图与有限元模型

Fig. 2 Diagram and finite element model for circle-cutting

分,选用 11 节点的热分析实体单元 Solid70;10 节点的四面体单元 Solid87 作为过渡.所用材料为船用低碳钢,常温下屈服强度为 235 MPa.该材料与温度相关的热物性与力学性能参照文献[10、11].

2.2 连续移动热源与割缝形成模拟

为模拟切割中的连续移动热源,将割缝总长等分为 N 段(N 越大越接近实际情况),逐段加载高斯面热源与铁氧反应生热率,其中每一段的铁氧反应生热率 $H_{gen}(W/m^3)$ 计算方法如下^[12]:

$$H_{gen} = \eta_{gen} \cdot Q_{gen}/dt \quad (5)$$

其中 dt 为切割每一段所需的时间(s).

在切割过程中,割缝金属在氧气中燃烧生成氧化物熔渣后被高速氧流吹落,被吹落的熔渣与母材之间不再进行传热与力学作用.为模拟割缝形成,本文利用 ANSYS 中的生死单元功能逐段“杀死”热源经过的单元,通过将式(4)中的矩阵乘以很小的因子(10^{-6}),“死”单元的荷载也设置为 0.

2.3 温度场数值计算结果与分析

采用 2.1 中描述的模型,在起割点预热 5 s 后,以切割速度 420 mm/min 进行切割,图 3、4 所示为直线与圆切割过程中的温度分布.如图 3 所示,由于预热火焰的作用,最高温度出现在工件表面的热源中心,达到 1 483 K;而工件背面对应点的温度为 1 293 K.根据上下表面的温差可以看出:预热火焰只提供一小部分热能,而维持切割继续进行的主要是铁氧反应生热.

图 5 中所示为沿直线割缝布置的测试点 1~5(见图 1)在 0~40 s 内的温度循环对比,由图可见,各点的热循环曲线形状十分相似,只是随热源到达时刻的不同而整体发生迁移,因此在切割过程中,除去首尾端,可以近似为准稳态温度场.

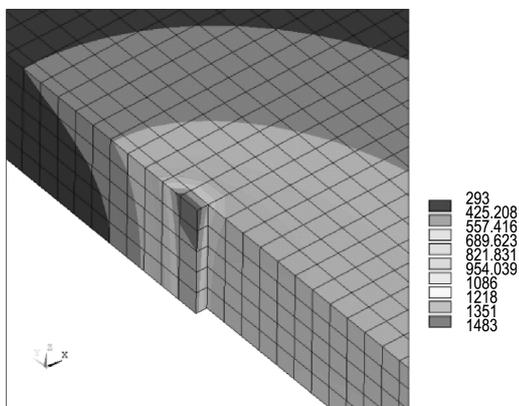


图 3 直线切割温度分布

Fig. 3 Temperature distribution in line-cutting

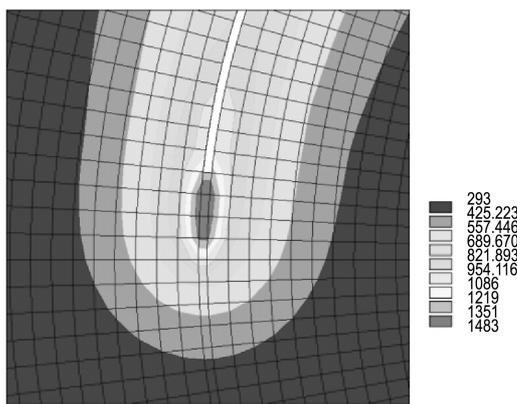


图 4 圆切割温度分布

Fig. 4 Temperature distribution in circle-cutting

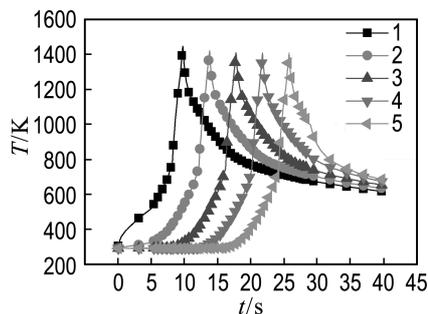


图 5 直线切割中,测试点 1~5 温度随时间变化计算结果

Fig. 5 Numerical thermal cycles at test points 1-5 in line-cutting

2.4 氧气切割温度场实验验证

通过氧气切割实验,验证温度场数值计算结果.以 420 mm/min 的速度进行直线切割实验,切割工艺参数如表 2 如示.利用红外热像仪测量切割过程中的温度场(图 6).

当切割进行到割缝中点(第 17 s)时,以切割点为中心,分别沿垂直和平行于割缝的方向比较钢板表面各温度区间的尺寸(半宽 W 与长度 L),结果如图 7 所示.从图中数据对比可知,数值计算结果与实验测量结果差值基本小于 10%,表明两者的温度分布基本相同,尤其是高温区段吻合得较好.因此,采用上述数值计算模型模拟氧气切割温度场是可行的.

表 2 切割工艺参数

Tab. 2 Parameters of cutting technology

钢板厚度/mm	割缝宽度/mm	氧气压力/MPa	丙烷压力/MPa	丙烷流量/(m ³ ·s ⁻¹)	切割速度/(mm·s ⁻¹)	初始温度/℃
10	2	0.6	0.025	1.483×10 ⁻⁴	7	20

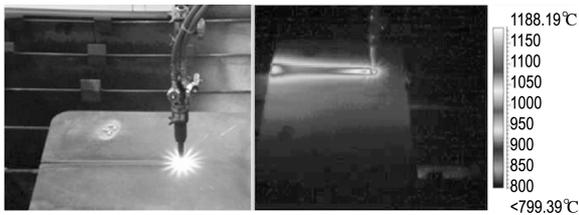
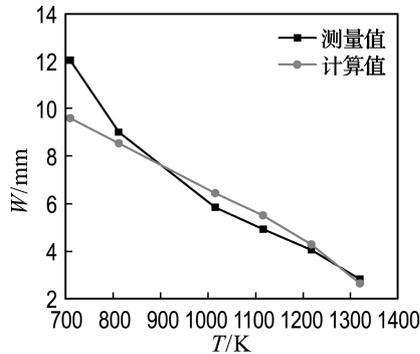
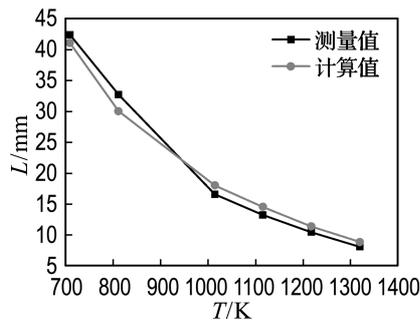


图 6 氧气切割实验照片与红外图像

Fig. 6 Picture and infrared image of oxygen cutting experiment



(a) 半宽



(b) 长度

图 7 温度区间半宽值对比和长度值对比

Fig. 7 Comparison of the half widths and comparison of lengths of temperature ranges

3 氧气切割残余应力场分析

3.1 弹塑性材料模型与基本方程

材料模型遵循 von Mises 屈服准则与等向强化准则. 热弹塑性连续介质的平衡方程和本构方程如下^[9](不计相变应变以及相变引起的塑性应变):

$$\sigma_{ij,j} + \rho b_i = 0 \tag{6}$$

$$d\sigma = Dd\epsilon - cdT$$

式中: σ_{ij} 为应力张量; b_i 为体力; c 是反应与温度相关的热力学特性引起的应力增量的参数; $D = D^e + D^p$, D^e 为弹性刚度矩阵, D^p 为塑性刚度矩阵; $d\sigma$ 为应力增量; $d\epsilon$ 为应变增量; dT 为温度增量.

3.2 应力场数值计算模型

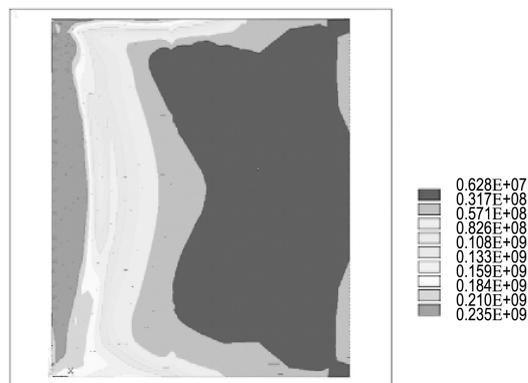
采用间接耦合法计算氧气切割应力场: 先将热分析单元转为相应的结构单元 Solid45 与

Solid92, 然后将热分析中的节点温度作为荷载加载到有限元模型上求解应力与位移. 边界约束如下: 直线切割中, 与割缝平行的对边 (AD、BC, 见图 1) 施加简支约束; 圆切割中, 方形板四边简支.

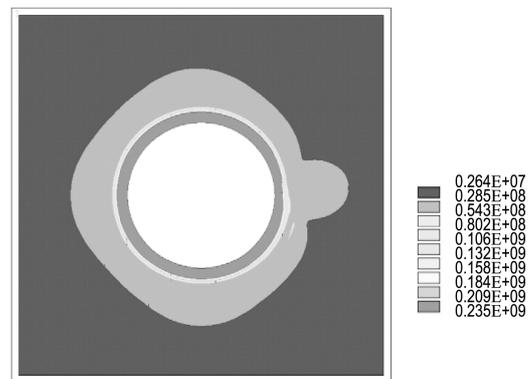
3.3 应力场数值计算结果与分析

以下是以 300 mm/min 速度切割后(已冷却)的残余应力数值计算结果. 直线切割中: S_y 代表纵向应力(平行于割缝), S_x 代表横向应力(垂直于割缝); 圆切割中: S_t 代表切向应力, S_n 代表法向应力.

图 8(a)、(b) 所示分别为直线切割与圆切割加工冷却结束后的 von Mises 应力云图. 如图所示: 达到屈服极限的残余应力沿割缝边缘分布, 并且集中在宽度很小的范围之内. 本文将割缝边缘达到材料屈服点的拉应力区域的宽度定义为 B_s (见图 9).



(a) 直线切割



(b) 圆切割

图 8 直线切割与圆切割 von Mises 应力分布
Fig. 8 von Mises stress distribution in line-cutting and circle-cutting

图 9 所示为直线切割中, 距起割点 $\frac{1}{2}L$ (L 为割缝长度) 处, 垂直于割缝的横向线上的 S_y 、 S_x 分布变化: 纵向残余应力 S_y 在 B_s 范围内 ($0 \sim 13$ mm) 略微上升, 并表现为超过材料屈服点的拉应力, 最大值 265 MPa (11 mm 处); 随着与割缝距

离的继续增大, S_y 迅速降为压应力, 在 $D=23$ mm 处达到最小值 -144 MPa 之后又略微上升. 横向残余应力 S_x 变化较小, 数值在 $-40 \sim 100$ MPa, 这是因为横向约束远小于纵向约束.

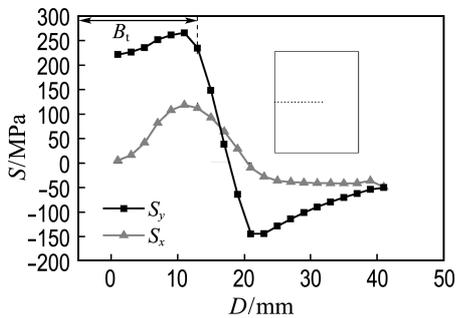


图9 直线切割中 S_y 、 S_x 沿垂直于割缝方向的分布
Fig. 9 S_y and S_x along the x direction in line-cutting

图10所示为直线切割中, 分别距起割点 $\frac{1}{8}L$ 、 $\frac{1}{4}L$ 、 $\frac{1}{2}L$ 、 $\frac{3}{4}L$ 、 $\frac{7}{8}L$ 处, 垂直于割缝的横向线上的 S_y 分布变化: 各横向线上的 S_y 变化趋势基本相同, 但割缝长度中点 ($\frac{1}{2}L$) 处的高应力区宽度 B_t 最大, 越接近钢板两端 B_t 值越小; 钢板上表面的 S_y 以横向中心线为轴呈轴对称分布, 如图11所示.

图12所示为圆切割中, 距起割点 180° , 沿割缝法向的 S_t 、 S_n 分布: S_t 的变化趋势与直线切割中 S_y 相似, 都是在 B_t 范围内 ($0 \sim 29$ mm) 呈现出超过屈服点的拉应力 (最大值 251 MPa), 而后迅速降为压应力, 不同的是: 圆切割中 S_t 的高应力区宽度 (B_t) 更大, 是前者的 2 倍有余, 初步判断是边界条件的差异造成的, 在后文将专门讨论; S_n 的变化不明显, 数值在 $-50 \sim 50$ MPa, 这是由于法向约束远小于切向约束.

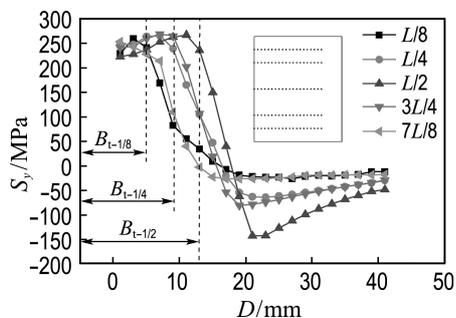


图10 直线切割中 S_y 沿垂直于割缝方向的分布
Fig. 10 S_y along the x direction in line-cutting

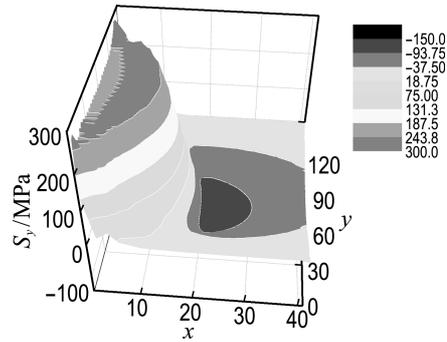


图11 直线切割中上表面的 S_y 分布
Fig. 11 S_y at top surface in line-cutting

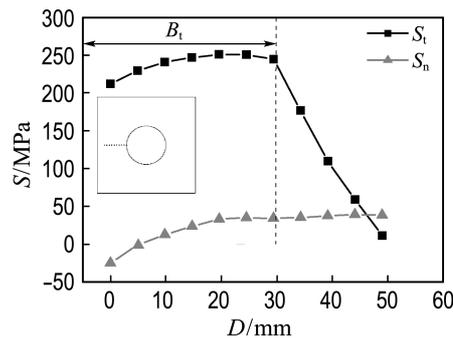


图12 圆切割中 S_t 、 S_n 沿割缝法向上的分布
Fig. 12 S_t and S_n along the normal direction in circle-cutting

图13所示为圆切割中, 距起割点 $45^\circ \sim 315^\circ$ 处, 割缝法向线上的 S_t 分布: 各法向线上的 S_t 变化规律与数值基本相同, 因此圆切割中钢板上表面的 S_t 以圆心为中心呈中心对称分布.

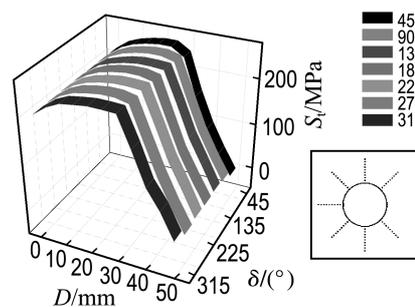


图13 圆切割中 S_t 沿多组割缝法向上的分布
Fig. 13 S_t along the different normal directions in circle-cutting

3.4 氧气切割残余应力测试实验

为验证上述规律, 以 300 mm/min 的速度分别进行直线切割与圆切割开孔实验. 采用冲击压痕应变法测量残余应力分布. 如图14所示, 压痕应变法通过钢球在测点处制造压痕来叠加一个附加应力场, 叠加应力场诱导的应变增量由事先粘

贴好的双向应变片获取,根据测得的应变增量,采用事先在实验室标定得到的计算常数,按胡克定律即可计算出沿应变片方向的原始残余应力。

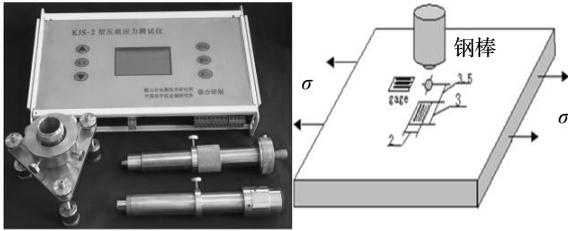
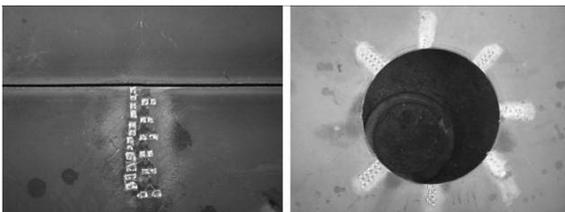
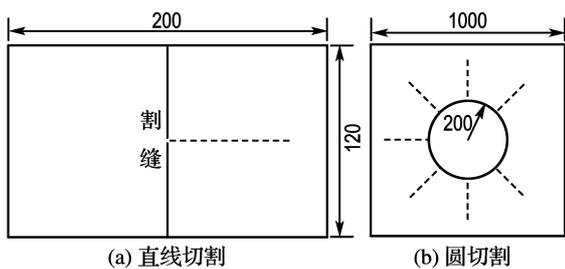


图 14 KJS-2 型压痕法应力测试系统

Fig. 14 KJS-2 impact-indentation stress measurement system

本次实验,直线切割中:在割缝中点,沿垂直割缝的方向上布置多个应变片(图 15(a));圆切割中:在圆孔周边沿多道不同角度的法向线布置多组应变片(图 15(b)).测得的纵向及切向残余应力值与计算值对比结果如图 16、17 所示(由于横向应力与法向应力数值较小且变化不明显,以下研究只关注纵向应力与切向应力)。

从对比结果可见,实验测量数据比较均匀地分布在数值计算结果曲线两侧,个别点有偏差.造成偏差的原因有两方面:一方面来自数值模型,包括高温段的材料参数不准确,未考虑切割边金属相变对应力场的影响,假定切割时母材完全燃烧,未考虑部分材质熔化的作用;另一方面来自实验测量时人为因素导致的误差,包括测量前金属表面人工打磨的质量、应变片粘贴质量,以及由打磨



(a) 实物图

图 15 应变片布置图

Fig. 15 Arrangement for strain gauges

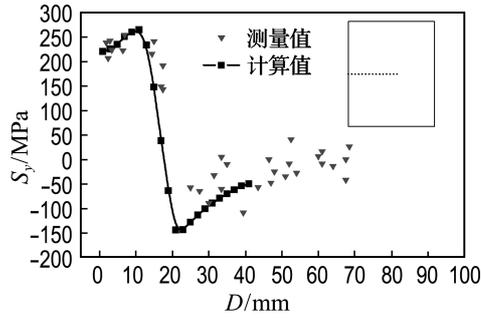


图 16 直线切割中垂直割缝方向上的纵向残余应力比较

Fig. 16 Comparison of S_y for line-cutting along the x direction

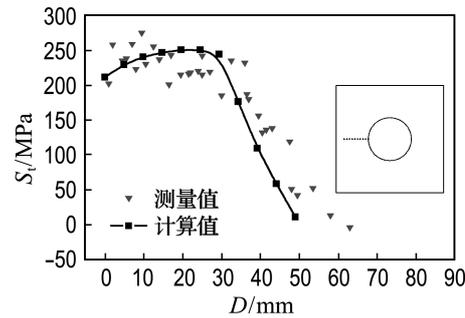


图 17 圆切割中割缝法向上的切向残余应力比较

Fig. 17 Comparison of S_t for circle-cutting along the normal direction

引起的初应力场.但总体来说,测量值与计算值比较吻合,可以认定:上述氧气切割残余应力分布规律是符合实际情况的。

4 切割开孔工艺参数对残余应力场的影响

热切割过程中,热输入量与边界约束是影响切割残余应力的重要因素^[9],而切割速度、开孔尺寸等工艺参数将直接影响热输入量与边界约束条件.因此,开孔尺寸、切割速度与边界约束条件是影响切割残余应力分布的 3 个重要指标,本文将讨论它们对开孔残余应力分布的影响。

4.1 开孔尺寸对残余应力分布的影响

在直线切割与圆切割中,分别改变直线切割长度与圆孔半径尺寸,分析开孔尺寸对残余应力分布的影响。

图 18 所示为圆切割开孔中,不同开孔半径(0.1~0.3 m)时,割缝法向线上的切向残余应力分布变化:随着开孔半径的增大,割缝边缘的应力

极值略有下降,高应力区宽度 B_t 增大,但增大幅度渐趋于 0.

图 19(a)所示为直线切割中,不同切割长度(0.12~0.36 m)时,距起割点 0.06 m,垂直于割缝方向的横向线上的 S_y 分布变化.如图所示:随着切割长度的增大,割缝边缘的拉应力极值不变,高应力区宽度 B_t 不断增大,但增大幅度渐趋于 0,最大压应力绝对值减小.

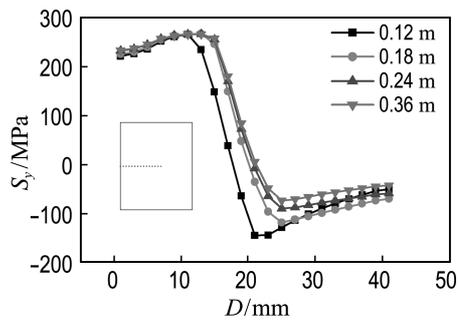
4.2 切割速度对残余应力分布的影响

不同的切割速度决定了铁氧反应时间的长短,因此改变了单位时间的热输入量.对于 10 mm 厚的钢板,工艺手册^[8]中规定的切割速度范围是 300~600 mm/min.本文在此区间内选取 5 种切割速度,比较应力场的分布情况.

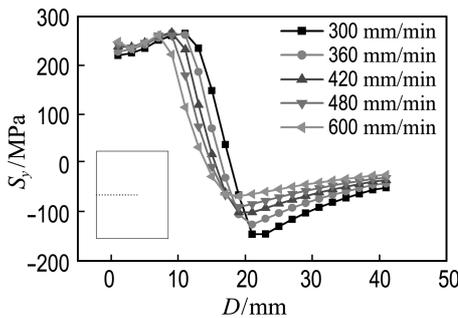
图 19(b)所示为直线切割中,不同切割速度下的 S_y 沿垂直割缝方向的分布变化.如图所示:随着切割速度的增大,割缝边缘的拉应力极值基本不变,但高应力区宽度 B_t 不断减小,最大压应力绝对值亦减小.因此在切割开孔时,选用较高的切割速度有利于降低切割残余应力分布范围.

4.3 边界约束对残余应力分布的影响

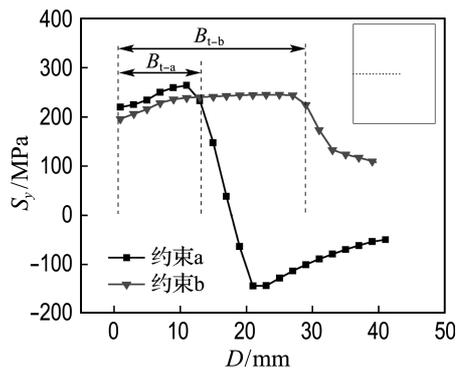
在直线切割计算模型中,分别施加两种边界约束:a. AD、BC 边简支约束;b. 四边简支约束.约束 b 相对于 a 增加了对纵向位移的约束(遂将 AB、CD 边的约束定义为纵向约束,下同).对比两种约束下的纵向残余应力分布,如图 19(c)所示:当四边简支时,由于纵向变形受到限制,纵向残余应力 S_y 的高应力区宽度 B_{t-b} 是约束 a 中 B_{t-a} 的 2.2 倍,可见纵向约束对纵向残余应力分布的影响很大,同时可以解释在描述圆切割(四边简支)应力分布(图 12)时所提出的问题.因此在切割开孔时,应尽量减少对垂直于切割方向的板边的约束.



(a) 不同切割长度下



(b) 不同切割速度下



(c) 不同边界条件下

图 19 不同切割速度、边界条件、切割长度下的垂直于割缝方向的纵向残余应力分布

Fig. 19 S_y at different velocities, boundaries and cutting lengths along the x direction

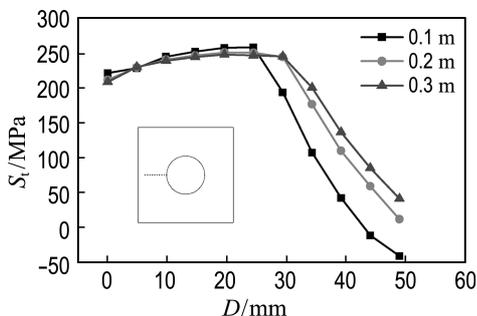


图 18 不同开孔半径下法向上的切向残余应力分布

Fig. 18 S_t at different cutting radius along the normal direction

5 结论

(1)采用本文所建立的氧气切割温度场与应力场数值计算模型,计算结果与实验测量结果基本吻合.

(2)氧气切割开孔产生的残余应力集中在割缝边缘较小的范围内,主要是纵向拉应力,其数值可超过材料屈服点;在距割缝的远端呈现数值较小的压应力.割缝边缘达到材料屈服点的高(拉)应力区域宽度 B_t 以及应力极值可作为描述氧气切割残余应力分布特征的重要特征变量.

(3)直线切割中:割缝长度中点处的高应力区

宽度 B_i 值最大,越接近钢板两端 B_i 值越小,上表面的 S_y 以垂直于割缝的横向中心线为轴呈轴对称分布;圆切割中:上表面的 S_i 以圆心为中心呈中心对称分布。

(4)随切割速度的增大,割缝附近的高应力区宽度 B_i 减小,但应力极值基本不变;增加纵向约束可使高应力区域宽度 B_i 显著变大;随直线切割长度或圆切割半径的增大,割缝附近的高应力区宽度 B_i 增大,但增大幅度渐趋于0,应力极值基本不变。

参考文献:

- [1] HUANG T D, DONG P, DECAN L. Fabrication and engineering technology for lightweight ship structures, part 1: distortion and residual stresses in panel fabrication [J]. *Journal of Ship Production*, 2004, **20**(1):43-59
- [2] KOTOUSOV A. Thermal stresses and fracture of thin plates during cutting and welding operations [J]. *International Journal of Fracture*, 2000, **103**:361-372
- [3] O' NEILL W, GABZDYL J T. New developments in laser-assisted oxygen cutting [J]. *Optics and Lasers in Engineering*, 2000, **34**:355-367
- [4] ERMOLAEV G V, KOVALEV O B, ORISHICH A M, *et al.* Mathematical modeling of striation formation in oxygen laser cutting of mild steel [J]. *Journal of Physics D: Applied Physics*, 2006, **39**:4236-4244
- [5] YILBAS B S, ARIF A F M, KARATAS C, *et al.* Cemented carbide cutting tool: Laser processing and thermal stress analysis [J]. *Applied Surface Science*, 2007, **253**:5544-5552
- [6] ARIF A F M, YILBAS B S, ABDUL ALEEM B J. Laser cutting of thick sheet metals: Residual stress analysis [J]. *Optics and Laser Technology*, 2009, **41**(3):224-232
- [7] DONG P, CAHILI P, YANG Z, *et al.* Plate residual stress effects on dimensional accuracy in thermal cutting [J]. *Journal of Ship Production*, 2004, **20**(4):245-255
- [8] 梁桂芳. 切割技术手册 [M]. 北京:机械工业出版社, 1997
- [9] 拉达伊 D. 焊接热效应:温度场,残余应力,变形 [M]. 北京:机械工业出版社, 1997:26-29, 142-145
- [10] 张雪彪,刘玉君,胡雪峰,等. 钢板感应加热成形的实验分析和数值模拟 [J]. 哈尔滨工程大学学报, 2009, **30**(3):239-243
- [11] BIRK-SØRENSEN M. Simulation of welding distortions in ship section [D]. Odense: Technical University of Denmark, 1999:95-96
- [12] ZHOU Bo, LIU Yu-jun, JI Zhuo-shang. Numerical and experimental investigations on temperature and stress distribution in oxygen cutting [J]. *Journal of Ship Production*, 2009, **25**(1):14-20

Numerical analysis and experimental research on residual stress distribution induced by oxygen cutting opening of steel structure

WEI Zhi-yuan^{1,2}, LIU Yu-jun^{*1,2,3}, ZHOU Bo², HUANG Hao²

- (1. State Key Laboratory of Structural Analysis for Industrial Equipment, Dalian University of Technology, Dalian 116024, China;
2. Department of Naval Architecture, Dalian University of Technology, Dalian 116024, China;
3. National Engineering Research Center of Shipbuilding, Dalian University of Technology, Dalian 116024, China)

Abstract: Oxygen cutting is the principal method for temporary hatch opening of hull structure. Residual stresses induced by oxygen cutting have a large influence on subsequent sealing and structure safety. Based on the oxygen cutting theory, a heat source model was proposed with the combination of preheating flame and reaction heat between iron and oxygen, and a numerical model was presented to simulate the cutting process on the basis of thermal elastic-plastic FE analysis, involving the temperature and stress distributions. A series of oxygen cutting experiments were performed, in which an infrared radiation was used for surface temperature measurement and the residual stresses were measured by impact-indentation measurement. As a result, the calculation results are consistent with the experimental values. The research concludes that there is a region that the tensile stress values exceed the yield point of material along the kerf, and the width of this region is influenced by cutting velocity, opening dimension and longitudinal constraints.

Key words: hatch opening; oxygen cutting; numerical simulation; temperature field; residual stress