

# 逐层钻孔法测量钢管残余应力的钻孔参数优化<sup>\*</sup>

赵卫平<sup>1</sup>, 胡锐<sup>1</sup>, 赵欣杰<sup>2</sup>, 郑录朝<sup>3</sup>, 徐旸<sup>3</sup>

(1. 中国矿业大学(北京)力学与土木工程学院 北京, 100083)

(2. 中铁投资集团有限公司 北京, 100070)

(3. 中国铁道科学研究院集团有限公司铁道建筑研究所 北京, 100081)

**摘要** 为分析钻孔孔深和孔径对测量残余应力精度的影响,首先,基于ANSYS软件构建三维有限元模型,通过改变孔径和钻孔深度,对中心圆直径为9.6 mm的B型应变片进行应变释放系数矩阵的标定;其次,在模型深度方向施加已知的不均匀初始应力场,利用应变值和标定的释放系数矩阵计算理论应力值,并与初始应力场进行比较,以优化钻孔孔径和孔深尺寸。结果表明:逐层钻孔法计算误差随钻孔深度增加而增大;当钻孔深度取推荐值、孔径为0.4D时,计算得到的理论应力值与初始应力值之间的最大误差在10%以内;当极限深度在0.45D以内时,测得的应力值误差均小于12%,当超过此极限深度时,误差迅速增大。研究结果为采用其他型号应变片测量残余应力时钻孔孔深和孔径尺寸的取值提供了参考。

**关键词** 逐层钻孔法;有限元分析;非均匀残余应力;应变释放系数矩阵

**中图分类号** TH162; TG115

## 引言

钢结构试件在焊接制造加工过程中会产生焊接残余应力,这对钢材的力学性能、疲劳损伤以及稳定性等产生显著影响<sup>[1-2]</sup>。因此,研究焊接残余应力对材料生产和试件服役的过程具有重要意义。

目前,测量残余应力的方法主要分为无损检测和有损检测<sup>[3]</sup>。盲孔法<sup>[4]</sup>作为目前工程中常用的有损测量方法之一,以其原理相对成熟、损伤较小、测量方便以及结果准确等优点,被纳入美国材料实验协会(American Society of Testing Materials,简称ASTM)E837-13a标准<sup>[5]</sup>中。杨俊芬等<sup>[6-7]</sup>基于盲孔法测量了Q690埋弧焊接圆钢管外表面残余应力的分布,并通过试验进一步得到Q690高强焊接圆钢管镀锌前后截面上纵向残余应力的分布模式。文献[8]基于盲孔法研究了高强焊接圆钢管残余应力的分布模式,提出的分布模型与实测数据吻合度较高。

传统盲孔法测量试件表层下均匀分布或变化梯度较小的残余应力的准确性较高,然而,试件成型过程中的冷加工和热处理等工艺使得残余应力在深度方向上的变化梯度较大。此时,盲孔法不能测定试件钻孔深度方向上实际的应力分布。采用逐层钻

孔<sup>[9-10]</sup>的方式可避免盲孔法的不足。罗雁云等<sup>[11]</sup>通过逐层钻孔法测试了闪光焊新轨轨底残余应力,研究了母材区轨底与焊缝区轨底的残余应力分布及沿深度方向上的变化规律。Schajer<sup>[12]</sup>总结出的积分法处理数据更加方便。随着有限元技术的快速发展,有限元标定应变释放系数逐渐替代了难以实现的试验标定。

以往研究表明,测量非均匀残余应力时,对优化钻孔孔径和孔深的研究相对较少。因此,本研究旨在通过ANSYS软件构造试件和应变片粘合的三维有限元模型,对中心圆直径 $D=9.6\text{ mm}$ 的B型应变片进行应变释放系数矩阵的标定;通过改变参数,标定不同孔径和钻孔深度对应的应变释放系数矩阵;通过在钻孔深度方向上施加已知的、分布不均匀的初始应力场,对比计算得到的理论应力值与初始值,优化与应变片相匹配的孔径和孔深尺寸,为测量非均匀残余应力提供理论参考。

## 1 理论基础

### 1.1 传统盲孔法计算残余应力

当试件钻孔时,距钻孔中心任意径向距离处一

\* 国家自然科学基金联合基金重点资助项目(U22A20244);国家自然科学基金资助项目(52278467)  
收稿日期:2023-07-04;修回日期:2024-04-16

点的径向应变计算公式<sup>[13]</sup>为

$$\epsilon(\alpha) = K(\alpha)\sigma \quad (1)$$

其中:  $\alpha$  为待测方向与最大主应力之间的夹角;  $\epsilon(\alpha)$  为径向应变;  $K(\alpha)$  为与孔深和  $\alpha$  相关的参数。

只考虑平面内存在 2 个主应力情况时, 式(1)可通过叠加原理得到, 即

$$\epsilon(\alpha) = K(\alpha)\sigma_{\max} + K(\alpha+90^\circ)\sigma_{\min} \quad (2)$$

其中:  $\sigma_{\max}$ 、 $\sigma_{\min}$  分别为 2 个主应力; 角  $\alpha$  和 2 个主应力均未知。

图 1 为应力方向坐标, 展示了  $\alpha$  的相关参数。

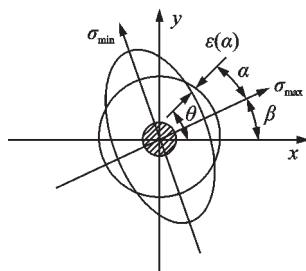


图 1 应力方向坐标

Fig.1 Coordinate of stress direction

由图 1 可见, 式(2)中的  $\alpha$  可表示为

$$\alpha = \theta - \beta \quad (3)$$

式(2)中,  $K(\alpha)$  可通过试验施加的已知应力与应变片上测量的  $\epsilon(\alpha)$  确定; 角  $\alpha$ 、2 个主应力可通过 3 个不同角度敏感栅上的应变值计算得到, 角  $\beta$  可通过式(3)计算得到。

图 2 为径向应变原理图。图 2(a)、(b) 分别为单轴应力下钻孔所引起的最大、最小主应力径向应变。

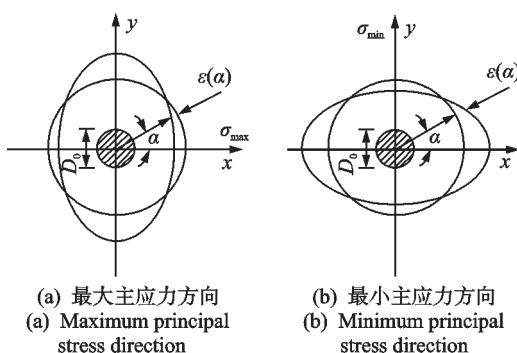


图 2 径向应变原理图

Fig.2 Schematic diagram of radial strain

图 3 为  $K(\alpha)$  比例关系图。径向应变与  $K(\alpha)$  成一定比例,  $K(\alpha)$  为偶函数且表示为傅里叶级数, 即

$$K(\alpha) = \sum_n A_n \cos n\alpha \quad (n=0, 1, \dots) \quad (4)$$

式(4)只保留级数的前 2 项, 可得

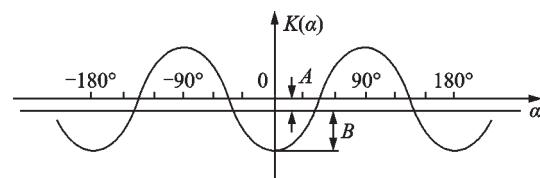


图 3  $K(\alpha)$  比例关系图

Fig.3 Proportional relationship of  $K(\alpha)$

$$K(\alpha) = A + B \cos 2\alpha \quad (5)$$

其中:  $A$ 、 $B$  为应变释放系数, 与孔径、孔深、敏感栅尺寸、试样厚度等有关, 需通过有限元计算或标定试验进行测定<sup>[14]</sup>。

将式(5)和式(3)代入式(2)可得

$$\begin{aligned} \epsilon(\alpha) &= [A + B \cos 2(\theta - \beta)]\sigma_{\max} + \\ &\quad [A + B \cos 2(\theta - \beta + 90^\circ)]\sigma_{\min} \end{aligned} \quad (6)$$

在  $0^\circ$ 、 $45^\circ$ 、 $90^\circ$  这 3 个敏感栅处测得的径向应变分别为  $\epsilon_1$ 、 $\epsilon_2$ 、 $\epsilon_3$ , 将  $\epsilon_1$ 、 $\epsilon_2$ 、 $\epsilon_3$  分别代入式(6), 可得

$$\begin{cases} \sigma_{\max} = \frac{\epsilon_1(A + B \sin \gamma) - \epsilon_2(A - B \cos \gamma)}{2AB(\sin \gamma + \cos \gamma)} \\ \sigma_{\min} = \frac{\epsilon_2(A + B \cos \gamma) - \epsilon_1(A - B \sin \gamma)}{2AB(\sin \gamma + \cos \gamma)} \\ \gamma = \arctan \frac{\epsilon_1 + \epsilon_3 - 2\epsilon_2}{\epsilon_1 - \epsilon_3} \end{cases} \quad (7)$$

式(7)中, 令  $\gamma = -2\beta$ , 为进一步简化运算, 同除以  $\cos \gamma$ , 得

$$\begin{cases} \sigma_{\max} = \frac{\epsilon_1(A \sec \gamma + B \tan \gamma) - \epsilon_2(A \sec \gamma - B)}{2AB(1 + \tan \gamma)} \\ \sigma_{\min} = \frac{\epsilon_2(A \sec \gamma + B) - \epsilon_1(A \sec \gamma - B \tan \gamma)}{2AB(1 + \tan \gamma)} \\ \gamma = \arctan \frac{\epsilon_1 + \epsilon_3 - 2\epsilon_2}{\epsilon_1 - \epsilon_3} \end{cases} \quad (8)$$

从式(8)中消去  $\gamma$  可得

$$\begin{cases} \sigma_{\max} = \frac{\epsilon_1 + \epsilon_3}{4A} + \frac{\sqrt{(\epsilon_1 - \epsilon_3)^2 + [2\epsilon_2 - (\epsilon_1 + \epsilon_3)]^2}}{4B} \\ \sigma_{\min} = \frac{\epsilon_1 + \epsilon_3}{4A} - \frac{\sqrt{(\epsilon_1 - \epsilon_3)^2 + [2\epsilon_2 - (\epsilon_1 + \epsilon_3)]^2}}{4B} \end{cases} \quad (9)$$

从传统盲孔法的理论基础可以看出, 该方法仅能测量钻孔深度内残余应力的均值, 无法反映实际的应力分布梯度。逐层钻孔法可测量试件内沿深度方向上分布的不均匀残余应力, Schajer<sup>[15]</sup>总结的积分法使得逐层钻孔法中的数据处理更加方便。

## 1.2 逐层钻孔法测试原理

逐层钻孔法的基本原理是在试件待测位置处粘贴应变片,在应变片的中心区域逐层钻孔,每次钻孔设置为特定的步进深度,逐层释放残余应力,通过测量钻孔后的释放应变,计算残余应力<sup>[19]</sup>。

图4为逐层钻孔法示意图。其中:D为应变片中心圆的直径;D<sub>0</sub>为孔径;敏感栅1与敏感栅3分别与x轴和y轴重合;敏感栅2与x轴的夹角为45°。B型应变片尺寸见图5。其中:R<sub>m</sub>为应变片中心圆半径;R<sub>1</sub>、R<sub>2</sub>分别为敏感栅近端、远端距钻孔中心的距离。

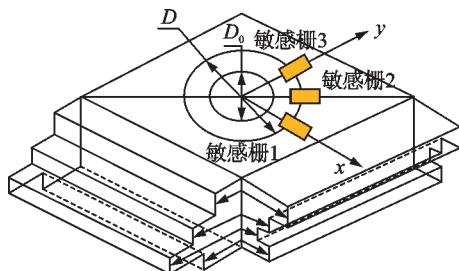


图4 逐层钻孔法示意图

Fig.4 Schematic diagram of incremental hole-drilling method

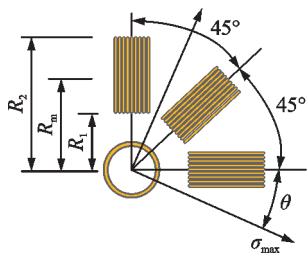


图5 B型应变片尺寸

Fig.5 Dimension diagram of B-type strain gauge

## 1.3 积分法原理

采用积分法<sup>[20]</sup>计算非均匀残余应力时,须采用逐层钻孔的方式,并考虑钻孔深度增加对已钻孔层产生的影响,从而使得已钻孔层上的应变进一步释放。钻孔过程应变的变化不仅与当前应力释放引起的应变有关,还与应力增量有关。同时,在计算过程中引入组合应力和组合应变的概念,令组合应力为

$$\begin{cases} P_j = \frac{(\sigma_1 + \sigma_3)_j}{2} \\ Q_j = \frac{(\sigma_3 - \sigma_1)_j}{2} \\ T_j = (\tau_{13})_j \end{cases} \quad (10)$$

组合应变为

$$\begin{cases} p_i = \frac{(\varepsilon_3 + \varepsilon_1)_i}{2} \\ q_i = \frac{(\varepsilon_3 - \varepsilon_1)_i}{2} \\ t_i = \frac{(\varepsilon_1 + \varepsilon_3 - 2\varepsilon_2)_i}{2} \end{cases} \quad (11)$$

其中:P<sub>j</sub>、Q<sub>j</sub>和T<sub>j</sub>为第j层的组合应力,p<sub>i</sub>、q<sub>i</sub>和t<sub>i</sub>为第i个孔增量后的组合应变。

设孔深为h,步进深度为H,在0≤H≤h范围内,应变片上测得的释放应变k(h)可以通过在孔深范围内对无穷小的释放应变分量积分,得

$$k(h) = \frac{1+\nu}{E} \int_0^h F(H, h) K(H) dH \quad (0 \leq H \leq h) \quad (12)$$

其中:F(H, h)为当孔深为h时,在步进深度H上,由单位深度上单位应力所引起的释放应变函数;E为弹性模量;ν为泊松比;K(H)为在深度H处的应力。

实际试验中,钻孔并非连续进行,因此释放应变k(h)由一系列连续的点来确定,式(12)可改写成离散形式,即

$$\sum_{j=1}^{j=i} a_{ij} P_j = \frac{E}{1+\nu} p_i \quad (1 \leq j \leq i \leq n) \quad (13)$$

其中:n为钻孔深度内总钻孔层数;a<sub>ij</sub>表示在第i次钻孔时,第j层深度上单位应力所产生的释放应变。

a<sub>ij</sub>与应变释放函数之间的积分关系为

$$a_{ij} = \int_{H_{j-1}}^{H_j} F(H, h_i) dH \quad (14)$$

b<sub>ij</sub>的确定与a<sub>ij</sub>类似。式(13)可以矩阵形式表示为

$$\begin{cases} a_{ij} P = E/(1+\nu) p \\ b_{ij} Q = Eq \\ b_{ij} T = Et \end{cases} \quad (15)$$

其中:P、Q和T分别为各层P<sub>j</sub>、Q<sub>j</sub>和T<sub>j</sub>组成的组合应力矩阵;p、q和t分别为各步p<sub>i</sub>、q<sub>i</sub>和t<sub>i</sub>组成的组合应变矩阵。

## 1.4 应变释放系数矩阵的标定原理

积分法中应变释放系数矩阵的标定与常规标定有较大差别。图6为标定应变释放系数矩阵原理图。由于试验标定无法实现分层加载,因此释放系数矩阵的标定需借助有限元软件进行。

本研究模拟5次钻孔,故得到的应变释放系数矩阵为5×5的下三角矩阵,矩阵元素分别为对应层上施加应力时的单位释放应变,通过反向加载标定

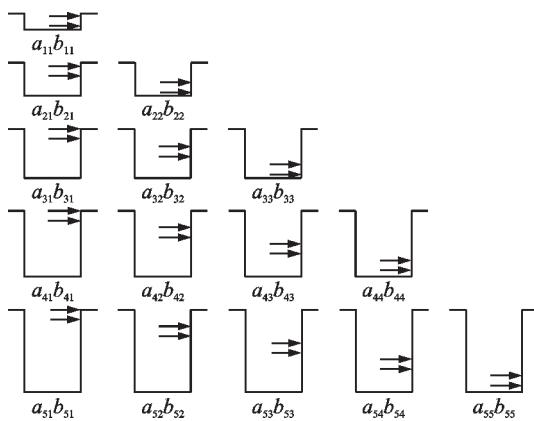


图6 标定应变释放系数矩阵原理图

Fig.6 Schematic diagram of calibration strain release coefficient matrix

得到的应变释放系数矩阵  $a_{ij}$ 、 $b_{ij}$  可表示为

$$a_{ij} = \begin{bmatrix} a_{11} \\ a_{21} & a_{22} \\ a_{31} & a_{32} & a_{33} \\ a_{41} & a_{42} & a_{43} & a_{44} \\ a_{51} & a_{52} & a_{53} & a_{54} & a_{55} \end{bmatrix} \quad (16)$$

$$b_{ij} = \begin{bmatrix} b_{11} \\ b_{21} & b_{22} \\ b_{31} & b_{32} & b_{33} \\ b_{41} & b_{42} & b_{43} & b_{44} \\ b_{51} & b_{52} & b_{53} & b_{54} & b_{55} \end{bmatrix} \quad (17)$$

## 2 释放系数矩阵的有限元标定

### 2.1 有限元标定原理

图7为标定原理图,展示了有限元标定原理的力学模型。图7(a)为试件未钻孔时的初始应力状态,图7(b)为在孔壁上施加与状态1孔壁上大小相等且方向相反的应力,3为试件钻孔后的应力状态。图7(c)为状态1和状态2的状态叠加,状态2下测得的释放应变即为应力释放所导致的应变。因此,可直接通过状态2进行标定分析,施加已知荷载后,通过应变片上测得的释放应变,并利用式(15)可计算相应的应变释放系数。

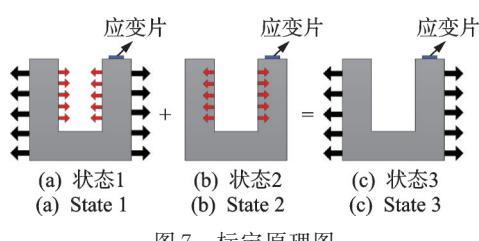


图7 标定原理图

Fig.7 Schematic diagram of calibration

### 2.2 有限元标定方法

通过ANSYS建模,基于布尔运算切分出3个敏感栅和钻孔区域的位置。三维有限元网格划分如图8所示。考虑到对称性,选取1/4模型进行建模,分别约束模型对称面上x和y方向上位移以及原点处的位移为0,敏感栅位置和模型边界条件如图8(a)所示。对敏感栅处和钻孔区域的网格划分须相对精细,以提高有限元计算精度,钻孔区域的网格划分如图8(b)所示,单元选用Solid185三维结构实体单元,钢材本构模型选用理想弹塑性模型, $E$ 取 $2.06 \times 10^5$  MPa,  $\nu$ 取0.3。计算时选取敏感栅上所有节点径向应变的平均值作为应变片上的应变值。采用ANSYS软件中单元生死功能模拟钻孔的自上而下过程,进行5次钻孔,以实现对试件逐层钻孔。

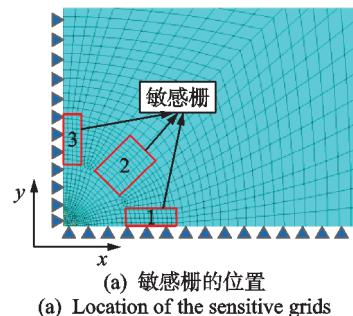
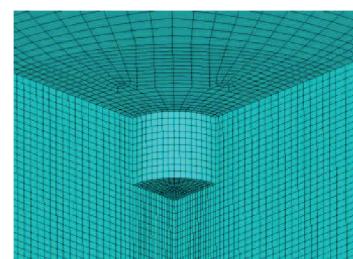
(a) 敏感栅的位置  
(a) Location of the sensitive grids(b) 钻孔附近有限元网格  
(b) Finite element meshes near the hole

图8 三维有限元网格划分

Fig.8 Division of three-dimensional finite element mesh

由图7(b)可知,对模型孔壁进行不同深度下的有限元标定即可得到应变释放系数矩阵。对模型施加的均匀应力  $\sigma=30$  MPa,  $a_{ij}$  的标定需在双向等值应力场中进行,因此应力场中任意处  $\sigma_x=\sigma$ 、 $\sigma_y=\sigma$ 、 $\tau_{xy}=0$ 。将直角坐标系下的应力分量转换到极坐标系中,当  $\sigma_x=\sigma_y=30$  MPa 时,可得  $\sigma_\rho=30$  MPa, 即在孔壁上施加沿径向方向大小为 30 MPa 的应力。逐层施加应力,得到敏感栅处的平均径向应变数值,根据式(15)计算得到  $a_{ij}$ 。

对于矩阵  $b_{ij}$  的有限元标定,须在纯剪切应力场

中进行。当  $\tau_{xy}=30 \text{ MPa}$  时,对孔壁施加径向应力  $30\cos2\varphi \text{ MPa}$ ,沿孔壁施加环向应力  $30\sin2\varphi \text{ MPa}$ ,逐层施加应力。标定  $b_j$  的过程相对复杂。对于施加沿孔壁方向上的环向应力,需先借助 Surf154 单元在孔壁生成表面效应单元,同时施加在孔壁上的应力是关于角度  $\varphi$  的函数,须通过 ANSYS 中函数编辑器实现。矩阵  $b_j$  的有限元标定与  $a_j$  的标定过程类似。

### 3 验证过程与对比分析

通过 ANSYS 中 INISTATE 命令在模型厚度

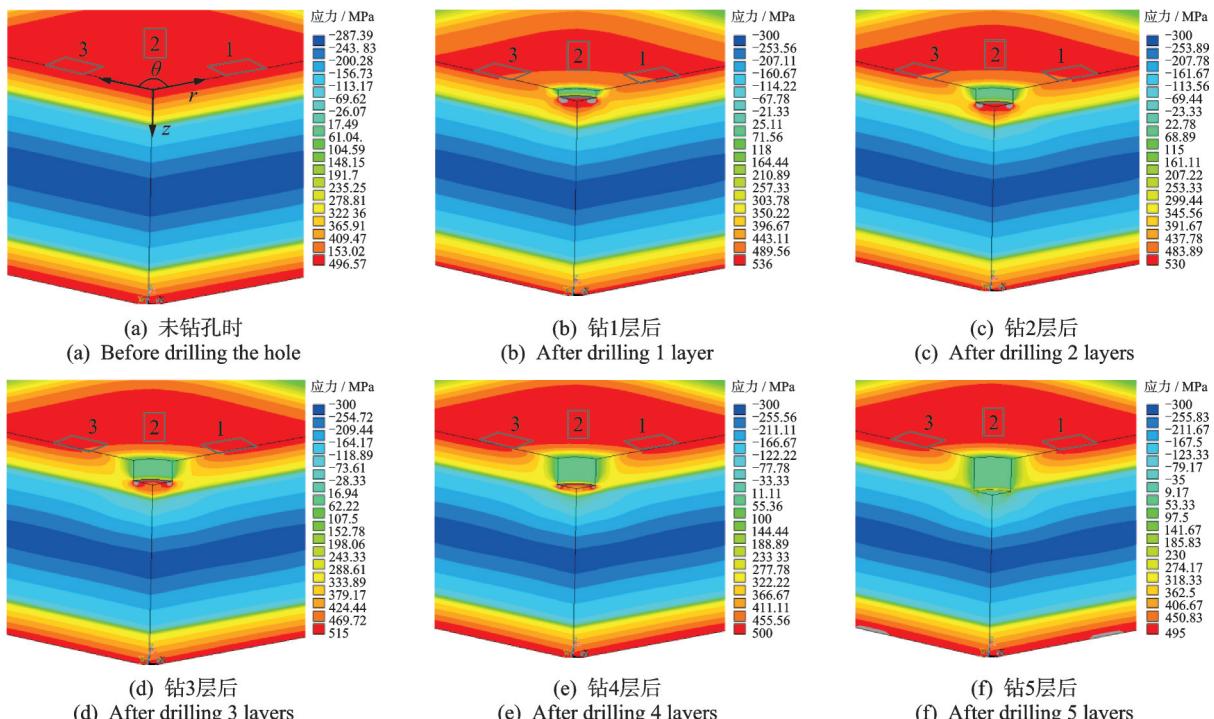


Fig.9 Stress contour plot after incremental hole-drilling

#### 3.1 钻孔孔径对计算应力的误差分析

根据 ASTM E837-13a 标准<sup>[5]</sup>,对于 B 型应变片,厚试件的厚度  $T$  应满足  $T \geq 1.2D$ ,故本次标定中试件厚度取  $t=12 \text{ mm}$ ,钻孔深度取推荐值  $d_0=0.4D$ 。改变孔径( $D_0=0.2D \sim 0.5D$ )进行 5 次标定,步进深度  $\Delta h=0.08D$ 。在施加已知初始应力情况下,基于式(10)、(11)、(15),将不同孔径下计算应力值与施加的初始应力值进行比较,不同孔径下应力计算值如图 10 所示。不同孔径下计算应力值误差如图 11 所示。

由图 11 可知,不同孔径下各层应力的误差均随

方向施加已知的非均匀应力场,将应力重分布后的应力场作为模型的初始应力场。具体验证步骤为:在模型上逐层钻孔,每层钻孔后在钻孔中心建立局部柱坐标系,分别记录逐层钻孔后 3 个敏感栅上的平均径向应变值;基于不同参数下标定得到的释放系数矩阵,通过式(10)、(11)、(15)计算出理论应力值;将理论应力值与模型的初始应力场进行比较,通过比较结果,得到与应变片最相匹配的孔径和钻孔深度。

图 9 为逐层钻孔后的应力云图。增加钻孔深度对孔周边表层应力变化的影响逐渐减小,应变片也逐渐难以响应该深度下的应力变化。

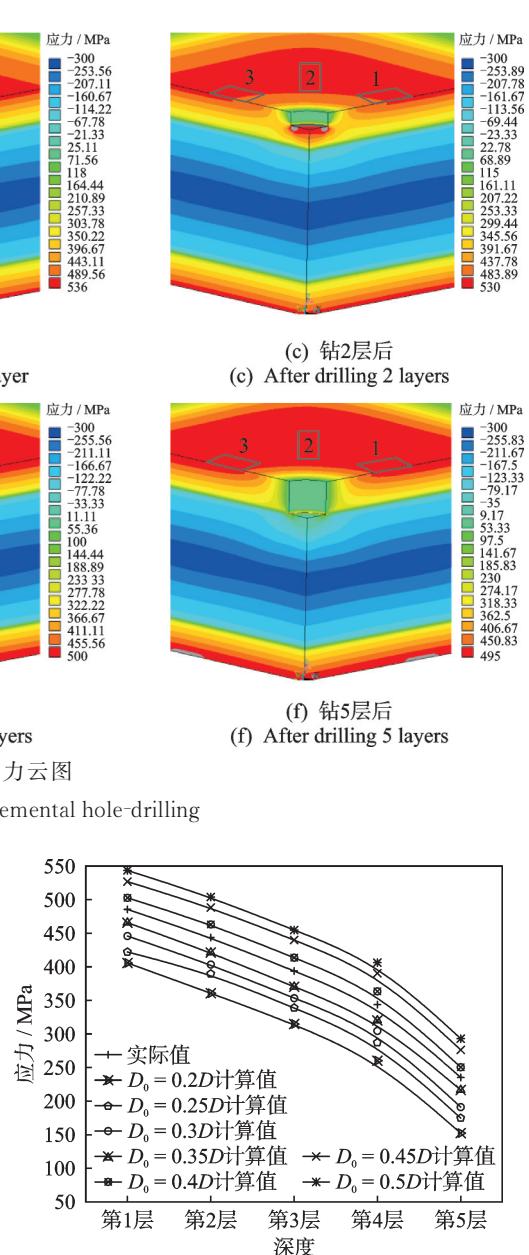


Fig.10 Calculation value of stress under different aperture

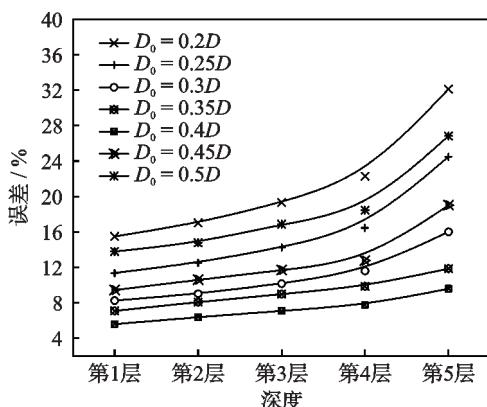


图11 不同孔径下计算应力值误差

Fig.11 Error of calculated stress values under different aperture

深度的增加逐渐变大,说明各层的应力计算过程为递推过程,这使得误差不断积累、增大。当孔径为 $0.4D$ 时,计算得到的理论应力值与实际应力值之间的误差最小,各层应力值的误差均在10%以内。因此,采用逐层钻孔法测量残余应力时,钻孔孔径推荐取应变片中心圆直径的0.4倍左右。

当 $D_0=0.4D$ 时,标定得到的矩阵为

$$a_{ij} = \begin{bmatrix} 0.039\ 88 \\ 0.054\ 54\ 0.034\ 91 \\ -0.062\ 04\ 0.044\ 58\ 0.023\ 97 \\ 0.065\ 88\ 0.048\ 62\ 0.030\ 22\ 0.013\ 69 \\ 0.067\ 82\ 0.050\ 54\ 0.032\ 48\ 0.017\ 56\ 0.006\ 30 \end{bmatrix} \quad (18)$$

$$b_{ij} = \begin{bmatrix} 0.084\ 59 \\ 0.092\ 74\ 0.066\ 58 \\ -0.099\ 31\ 0.079\ 21\ 0.050\ 51 \\ 0.101\ 14\ 0.084\ 37\ 0.056\ 33\ 0.030\ 33 \\ 0.101\ 99\ 0.085\ 01\ 0.058\ 65\ 0.034\ 05\ 0.019\ 30 \end{bmatrix} \quad (19)$$

应变释放系数变化趋势如图12所示。结合式(18)、(19)可以看出,矩阵每一行的系数绝对值均呈递减关系,说明随着钻孔深度的增加,残余应力的释放对表层应变释放的影响逐渐减小。

### 3.2 钻孔深度对计算残余应力的误差分析

为提高应变释放系数的标定精度,根据3.1节的分析结果,孔径 $D_0=0.4D$ ,试件厚度不变,改变钻孔深度( $d_0=0.3D\sim0.55D$ )进行5次标定。施加已知的初始应力值,逐层钻孔并记录试件表面上3个敏感栅上的径向应变值,通过标定得到的应变释放系数计算出理论应力值,并与实际应力值进行比较。不同钻孔深度下应力计算值如图13所示。

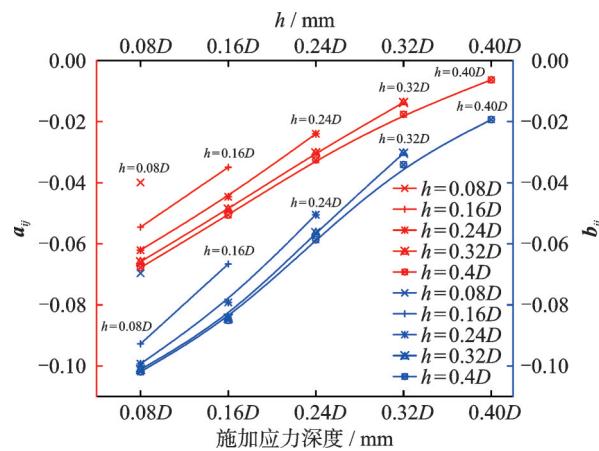


图12 应变释放系数变化趋势

Fig.12 Variation trend of strain release coefficients

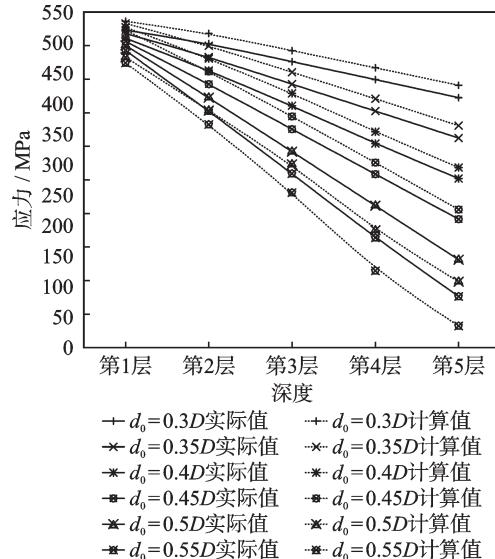


图13 不同钻孔深度下应力计算值

Fig.13 Calculation value of stress under different drilling depth

图14为不同钻孔深度下计算应力值误差。当钻孔深度在 $0.45D$ 以内时,应力测量误差会随深度

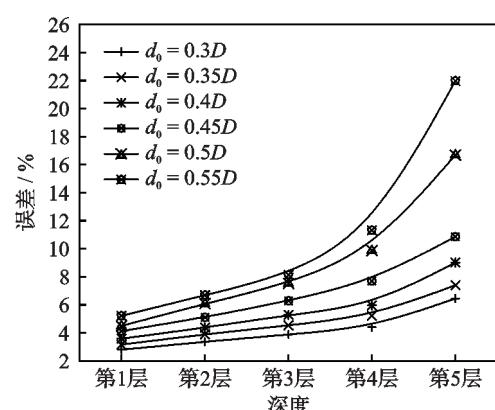


图14 不同钻孔深度下计算应力值误差

Fig.14 Error of calculated stress values under different drilling depth

增加而缓慢变大,但不超过12%;当钻孔深度超过0.45D时,随着钻孔深度的增加,误差急剧增大。主要原因是应变片测得的是试件表面的释放应变,根据圣维南原理,深层处残余应力对表面产生释放应变的影响会随钻孔深度的增加而减小。由于应力计算是个递推过程,因此计算误差急剧增大。由图14可知,推荐测量残余应力时最大钻孔深度在0.45D左右,若超过极限深度,应力计算精度将大大减小。

当孔径为0.4D、钻孔深度为0.45D时,标定得到的应变释放系数矩阵为

$$\mathbf{a}_{ij} = \begin{bmatrix} 0.051\ 93 \\ 0.070\ 62\ 0.040\ 44 \\ -0.078\ 48\ 0.050\ 98\ 0.022\ 79 \\ 0.081\ 82\ 0.054\ 49\ 0.028\ 54\ 0.009\ 57 \\ 0.083\ 25\ 0.055\ 85\ 0.030\ 15\ 0.012\ 51\ 0.001\ 89 \end{bmatrix} \quad (20)$$

$$\mathbf{b}_{ij} = \begin{bmatrix} 0.091\ 61 \\ 0.118\ 43\ 0.077\ 87 \\ -0.123\ 65\ 0.091\ 91\ 0.046\ 45 \\ 0.124\ 64\ 0.093\ 89\ 0.053\ 15\ 0.023\ 08 \\ 0.124\ 79\ 0.094\ 21\ 0.053\ 92\ 0.026\ 02\ 0.005\ 86 \end{bmatrix} \quad (21)$$

不同孔径下应变释放系数变化趋势如图15所示。矩阵中的系数直接反映应变释放水平,因此随着钻孔深度的增加,系数增速减缓。这是因为深层的应变释放对敏感栅的影响较小,故系数的变化速度较慢。在进行应变释放系数的标定时,需要综合考虑钻孔深度以及敏感栅与钻孔中心的距离,以确保矩阵中的系数能够准确反映模型中不同深度下的应变释放水平。

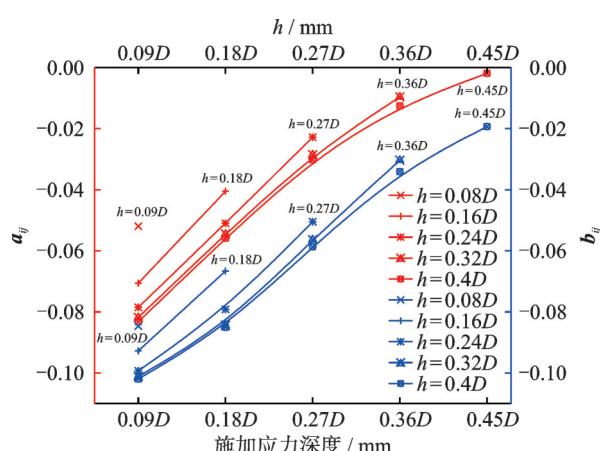


图15 不同孔径下应变释放系数变化趋势

Fig.15 Variation trend of strain release coefficients under different drilling depth

图16为模型钻孔剖面图。钻孔深度 $d_0$ 的改变会导致敏感栅中心与钻孔中心的距离 $D_s$ 发生变化,随着 $D_s$ 的增大,敏感栅对该深度下应力释放的响应程度逐渐减弱,即敏感栅距离钻孔中心越远,越难以准确响应该深度下的应变释放。

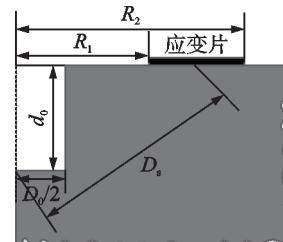


图16 模型钻孔剖面图

Fig.16 Cross-sectional view of the hole model

## 4 结 论

1) 对试验标定而言,通过有限元方法标定应变释放系数矩阵更加简便、精确。该方法具有逐层钻孔、分层加载的优点,通过优化钻孔直径和深度,提高残余应力的计算精度,进一步验证了有限元方法在逐层钻孔下标定应变释放系数矩阵的可行性。

2) 通过标定得到的应变释放矩阵 $\mathbf{a}_{ij}$ 、 $\mathbf{b}_{ij}$ 中每一行系数的绝对值均呈递减趋势,表明随着钻孔深度的增加,较深处的残余应力对表面应变释放的影响变小。由于计算误差逐渐累积,误差会随着深度的增加而增大。因此,逐层钻孔法适用于测量试件表面的残余应力,若需测试内部的残余应力,可选择更大尺寸的应变片。

3) 孔径和孔深是影响非均匀残余应力计算的重要因素,当孔径为0.4D、钻孔深度取推荐值0.4D时,计算得到的理论应力值与初始应力值的最大误差在10%以内。因此,在进行试验钻孔时,推荐孔径尺寸为应变片中心圆直径的0.4倍。

4) 当钻孔的极限深度在0.45D以内时,测得的应力值误差均小于12%。因此,在进行钻孔试验时,推荐钻孔的极限深度为应变片中心圆直径的0.45倍。

## 参 考 文 献

- [1] 张红.焊接残余应力对钢结构性能的影响作用研究[J].中国高新技术企业,2014(6): 75-76.  
ZHANG Hong. Study on the effect of welding residual stress on steel structure performance [J]. China High-Tech Enterprises, 2014(6): 75-76.(in Chinese)

- [2] 冯艳. 焊接残余应力对钢结构性能的影响分析[J]. 中国高新技术企业, 2017(9): 80-81, 292.  
FENG Yan. Analysis of influence of welding residual stress on steel structure performance [J]. China High-Tech Enterprises, 2017(9): 80-81, 292.(in Chinese)
- [3] 王辰辰. 残余应力测试与校准方法研究现状与展望[J]. 计测技术, 2021, 41(2): 56-63.  
WANG Chenchen. Review on measurement and metrology methods of residual stress [J]. Metrology & Measurement Technology, 2021, 41(2): 56-63. (in Chinese)
- [4] 王娜. 中厚板焊接残余应力测试的盲孔法研究[D]. 大连理工大学, 2007.
- [5] American Society for Testing and Materials. ASTM E837-13a Standard test method for determining residual stresses by the hole-drilling strain-gage method[S]. Pennsylvania: ASTM, 2013.
- [6] 杨俊芬, 闫西峰, 刘海锋, 等. 圆钢管加工方法诱导的残余应力分布检测与分析[J]. 工程力学, 2017, 34(9): 202-210.  
YANG Junfen, YAN Xifeng, LIU Haifeng, et al. Detection and analysis on residual stress distribution induced by the processing method of circular tubes[J]. Engineering Mechanics, 2017, 34(9): 202-210. (in Chinese)
- [7] 杨俊芬, 李渊, 彭奕亮. 盲孔法测试Q690高强钢管镀锌前后残余应力[J]. 工程力学, 2015, 32(2): 114-119.  
YANG Junfen, LI Yuan, PENG Yiliang. Experimental study on the residual stress of Q690 high-strength steel pipe before and after galvanization using blind-hole method[J]. Engineering Mechanics, 2015, 32(2): 114-119. (in Chinese)
- [8] 赵卫平, 王振兴, 陈佳麟, 等. 基于盲孔法的高强焊接圆钢管表面残余应力试验研究[J]. 建筑结构学报, 2022, 43(10): 332-342.  
ZHAO Weiping, WANG Zhenxing, CHEN Jialin, et al. Experimental research on surface residual stress of high strength welded circular steel tube based on hole-drilling strain-gage method[J]. Journal of Building Structures, 2022, 43(10): 332-342. (in Chinese)
- [9] SCHAJER G S. Hole-drilling residual stress profiling with automated smoothing [J]. Journal of Engineering Materials and Technology, 2007, 129(3): 440-445.
- [10] 徐颖强, 李剑锋, 汪震隆. 逐层钻孔法测试多层材料残余应力数值研究[J]. 西北工业大学学报, 2009, 27(1): 39-42.  
XU Yingqiang, LI Jianfeng, WANG Zhenlong. Numerical analysis of incremental-step blind hole drilling method for studying relaxation coefficients A and B of residual stresses in thermal barrier coatings (TBCs)[J]. Journal of Northwestern Polytechnical University, 2009, 27(1): 39-42. (in Chinese)
- [11] 罗雁云, 唐吉意, 朱茜, 等. 基于逐层钻孔法的闪光焊钢轨轨底残余应力分析[J]. 机械设计与制造工程, 2017, 46(5): 63-67.  
LUO Yanyun, TANG Jiyi, ZHU Qian, et al. Analysis on the distribution of residual stress in flash welded rail base based on the incremental hole drilling method [J]. Machine Design and Manufacturing Engineering, 2017, 46(5): 63-67. (in Chinese)
- [12] SCHAJER G S. Measurement of non-uniform residual stresses using the hole-drilling method. Part I -stress calculation procedures[J]. Journal of Engineering Materials and Technology, 1988, 110(4): 338-343.
- [13] RENDLER N J, VIGNESS I. Hole-drilling strain-gage method of measuring residual stresses[J]. Experimental Mechanics, 1966, 6(12): 577-586.
- [14] 李亚欣, 刘雅政, 洪斌, 等. 逐层钻孔法测量P110级石油套管淬火残余应力分析[J]. 钢铁, 2010, 45(6): 59-62.  
LI Yaxin, LIU Yazheng, HONG Bin, et al. Analysis of quenching residual stress of P110 oil casing by incremental hole drilling method [J]. Iron & Steel, 2010, 45(6): 59-62. (in Chinese)
- [15] SCHAJER G S. Measurement of non-uniform residual stresses using the hole-drilling method. Part II -practical application of the integral method[J]. Journal of Engineering Materials and Technology, 1988, 110(4): 344-349.



**第一作者简介:**赵卫平,男,1981年10月生,博士、副教授、博士生导师。主要研究方向为结构工程。曾发表《高强埋弧焊接圆钢管多层多道焊接数值模拟》(《哈尔滨工业大学学报》2022年第54卷第4期)等论文。

E-mail: zhaowp@cumtb.edu.cn