

# 深海用 20/316L 钢双金属复合管 热液压成形过程分析

魏巍, 王学生, 陈琴珠, 容凯

(华东理工大学 机械与动力工程学院, 上海 200237)

**摘要:**提出了一种新型双金属复合管生产工艺-热液压工艺,并根据该工艺设计出了热液压实验装置。经过理论分析,基于部分假设条件,得出了最终残余接触压力和内压力以及有效温差的关系,并给出了有效温差的求解途径。通过 20/316L 钢的复合管冷/热液压成形对比实验,验证了理论的可靠性和热液压工艺的可行性。结果表明,热液压工艺能够实现传统工艺无法实现的“外弱内强”型复合管胀合。该理论能够指导复合管工业生产。

**关键词:**热液压;双金属复合管;有效温差;ANSYS 软件

**DOI:** 10.14158/j.cnki.1001-3814.2018.23.031

**中图分类号:** TG394

**文献标识码:** A

**文章编号:** 1001-3814(2018)23-0124-06

## Thermal Hydraulic Forming Process Analysis of 20/316L Steel Bimetal Composite Pipe for Deep Sea

WEI Wei, WANG Xuesheng, CHEN Qinzhu, RONG Kai

(School of Mechanical and Power Engineering, East China University of Technology, Shanghai 200237, China)

**Abstract:** A new bimetallic composite tube production process-thermal hydraulic technology was proposed. According to this process, a hot hydraulic experimental device was designed. Based on partial assumptions, the relationships between the final residual contact pressure and the internal pressure, the effective temperature difference were obtained by the theoretical analysis. And the solution of effective temperature difference was given. The reliability of the theory and the feasibility of hot hydraulic process were verified by the comparative experiments of cold / hot hydro-forming of 20 / 316L steel composite pipe. The results show that the thermal hydraulic technology can realize the expansion and closing of the "external weak internal strong" type composite tube which can not be realized by the traditional technology. This theory can guide the industrial production of the composite pipe.

**Key words:** thermalhydraulic process; bimetal composite pipes; effective temperature difference; ANSYS software

双金属复合管是一种具有广阔应用前景的新型管材,广泛应用于能源化工、油气开采、民用管道等领域。与传统管道相比,双金属复合管不仅具有普通碳钢管廉价、强度高、韧性好的优点,还具有不锈钢等合金美观、耐腐蚀、耐磨损等特性<sup>[1]</sup>。采用双金属复合管能够有效减少稀有金属的使用量,降低工程造价,提高管材的安全性和使用寿命<sup>[2]</sup>。

双金属复合管由普通无缝钢管作为基管,在内部或者外部衬上具有特殊用途的金属或者合金作为衬管复合而成。双金属复合管的生产工艺主要包括冶金结合法和机械结合法两大类,其中机械结合法

因其生产工艺简单、质量稳定而应用较为广泛。目前,液压复合法是实际生产中应用最多的机械结合生产工艺,研究人员对其成形机理及生产工艺进行了较为深入的研究并取得了一定的成果。王学生等<sup>[3]</sup>建立了双金属复合管液压成形工艺的理论计算模型并设计出径向自紧密封的实验装置进行了实验论证;王永芳等<sup>[4]</sup>对现有的制造工艺进行了总结和展望并认为液压成形是主要发展方向;李发根等<sup>[5]</sup>则结合双金属复合管在油气田上的推广应用提出了四个技术问题。但是,液压复合法在实际生产中往往会出现抱紧力较低的问题<sup>[6]</sup>,尤其是在采用力学性能较为接近内的外管材料时,甚至不能形成抱紧力,给双金属复合管的生产 and 应用带来了很大阻碍。较为明显的是,在深海油气开发领域广泛采用的 S 型铺管法对复合管的弯曲性能有特殊要求,而弯曲性

收稿日期:2017-10-30

作者简介:魏巍(1990-),男,河南商丘人,硕士研究生,主要研究方向为压力容器与管道技术;电话:13162211560;  
E-mail:D\_wei1990@163.com

能的优劣直接取决于抱紧力的大小<sup>[7]</sup>。由于国内复合管企业缺乏用于生产高抱紧力复合管的相关理论和技术,在深海铺管领域一直落后于国外。针对以上问题,国际上的做法是采用热液压的工艺,即在胀接前将外管加热到一定的温度,利用热胀冷缩的原理增大抱紧力。但由于国外企业的技术封锁,我国并没有完善的理论体系和生产技术实现热液压工艺,在市场竞争中处于不利地位。因此,有必要对双金属复合管的热液压成形工艺进行深入、系统的研究。

### 1 热液压成形过程分析

热液压工艺是复合管液压成形工艺和热套技术的结合。在现有液压工艺的基础上,热液压工艺通过加热使外管产生热膨胀,从而增加内管的塑性变形量,获得内外管间更大的过盈配合量。热液压工艺的流程为:外管加热、内管水冷-内外管装配-内管加压-内外管同时冷却,如图1所示。相比于传统液压工艺,热液压工艺增加了加热环节。这样,在加压结束后,内外管除了力学性能差异引起的应力状态不同外,还存在着一个温度分布引起的内外管温差。温差的存在造成降温过程温度较高的外管收缩量大于温度较低的内管,额外增加了一个温度场引起过盈量。经过理论计算,每摄氏度温差引起的残余抱紧力大约为2MPa。因此,抱紧力得到大幅度提升,这就是热水压的技术原理。

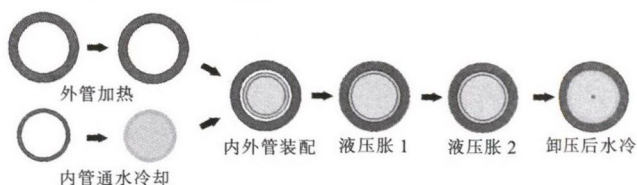


图1 热液压工艺流程图  
Fig.1 Thermo-hydraulic process flowchart

热液压工艺内外管胀合原理如图2所示,其中横坐标代表内、外管的周向应变,纵坐标代表内、外管的内部压力。黑色细实线表示内管的压力应变曲线,黑色粗实线表示冷液压外管的压力应变曲线,双点划线表示热液压外管的压力应变曲线,虚线表示卸压过程压力应变曲线。

在冷液压工况下,内管的变化过程为0-1-2-3-4-7,外管的变化过程为0'-1'-2'。在原始状态,内外管存在单边间隙 $\delta$ ,随着压力的上升内管在1点开始发生屈服,进入应变强化阶段。到达2点时,内外管间隙消除,此时的压力叫做消除间隙压

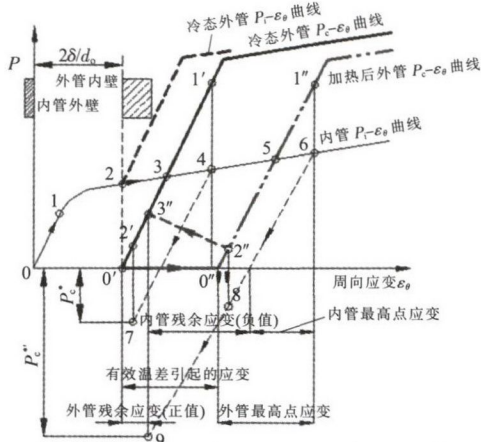


图2 热液压工艺原理图  
Fig.2 Thermohydraulic process principle diagram

力。到达3点时,如果泄压内外管同时回到0'位置,二者贴合,但残余接触压力为零,此时的压力叫做最小胀接压力。实际生产中会选取一个外管接近屈服的的压力,以获得较好的结合力,即图中的1'点。此时卸压,外管发生弹性变形,本该回到原始位置0'点,但是由于内管的阻碍只能回到2'。内管也因为外管的挤压由零压力点回到7点,产生了一个内外管间的接触压力 $P_c^*$ ,这是内外管间变形协调的结果。

在热液压的工况下,内管的变化过程为0-1-2-3-4-5-6-8-9,屈服点从4变成了6,有明显的增加。外管的变化过程为0'-0''-1''-2''-3''。首先,外管加热内管水冷,外管产生相对于内管的径向膨胀0'0''。然后外管装配到内管上,在液压力的作用下内管发生塑性变形带动外管发生弹性变形,到达与冷液压1'大小相同的压力点1''。为了便于分析加压过程,它被分为两个阶段,一个是压力从零增加到内外管贴合压力,一个是从贴合压力增加到最大压力。在加压的第一个阶段,由于装配过程极短而且中间空气层的热阻很大,可以认为这个过程内外管间不传热。在加压的第二个阶段,温度较高的外管通过内管将热量传递到水中,这个过程伴随着外管温度的降低和内管温度的升高。到达最大液压力后,随着压力的卸除,内外管分别到达8和2''点。在最终的冷却阶段,外管冷缩会带动内管收缩,残余接触压力显著增加到 $P_c^{**}$ 。在冷却过程,内管从8点到达9点,外管从2''点到达3''点。

由于钢管足够长、两端无约束,整个过程的计算按照平面应力和变形计算<sup>[8]</sup>,不考虑温度对材料性能的影响。衬管塑性变形较大,需要考虑衬管的应变

强化。根据材料的拉伸曲线按照变形量  $\varepsilon_{si}'$  查得最高压力点时衬管的强化屈服应力值  $\sigma_{si}'$ 。

$$\varepsilon_{si}' \approx \frac{2\delta}{d_o} + \alpha_o \Delta T_c + \frac{\sigma_{so}}{E_o} \quad (1)$$

式中:  $\delta$  为内外管单边间隙, mm;  $d_o$  为内管外径, mm;  $\Delta T_c$  为最高压力点时内外管的有效温差, K;  $E_o$  为外管弹性模量, GPa;  $\sigma_{so}$  为外管屈服强度, MPa;  $\alpha_o$  为外管线膨胀系数,  $K^{-1}$ 。

为了便于分析温度场引起的内外管相对运动, 首先引入一个概念, 叫做有效温差  $\Delta T_e$ 。它是综合考虑了内外管热膨胀系数和温度不同引起的内外管相对位移的一个温度参数。

$$\Delta T_e = \Delta T_o - \frac{\alpha_i}{\alpha_o} \Delta T_i \quad (2)$$

式中:  $\Delta T_i$ 、 $\Delta T_o$  为最高压力点时内、外管体的平均温度, K;  $\alpha_i$ 、 $\alpha_o$  为内、外管的线膨胀系数,  $K^{-1}$ 。

$$\Delta \varepsilon_{i \text{有效}} = \Delta T_e \cdot \alpha_o \quad (3)$$

需要说明的是, 有效温差是通过最高压力点时的内外管温度计算的。在加压过程中, 外管通过内管向水中传热, 外管收缩挤压内管, 造成内管的应力迅速降低。与此同时, 液压力迅速增加, 会将有效温差损失造成的内管应力降低弥补回来。根据打压装置的性能估算, 外管温度在  $200^\circ\text{C}$  以下时, 才能保证压力造成的内管扩张速率大于有效温差损失造成的内管收缩速率, 从而确定内、外管的应力。

在最高压力点 6, 衬管外壁的应力状态为:

$$\sigma'_{r,io} = -P_c \quad (4)$$

$$\sigma'_{\theta,io} = \sigma'_{s,i} - P_c \quad (5)$$

$$P_i - P_c = \sigma'_{s,i} \cdot \ln k \quad (6)$$

式中:  $P_c$  为最高压力点时内外管间的接触压力, MPa;  $P_i$  为液压力大小, MPa;  $k$  为内管的壁厚系数,  $k = d_o/d_i$  ( $d_i$ ,  $d_o$  分别为内外管直径)。

根据(4)~(6)式和广义胡克定律, 此时内管外壁的径向应变为:

$$\varepsilon_{\theta,io} = \frac{1}{E_i} (\sigma_{\theta,io} - \mu_i \cdot \sigma_{r,io}) \quad (7)$$

$$\varepsilon_{\theta,io} = \frac{1}{E_i} [\sigma'_{s,i} - (1 - \mu_i) P_c] \quad (8)$$

式中:  $\mu_i$  为内管泊松比;  $E_i$  为内管弹性模量。

在最高压力点 1", 外管内壁的应力状态为:

$$\sigma_{r,oi} = -P_c \quad (9)$$

$$\varepsilon_{\theta,oi} = \frac{D_o^2 + D_i^2}{D_o^2 - D_i^2} \cdot P_c = \frac{K^2 + 1}{K^2 - 1} \cdot P_c \quad (10)$$

式中:  $D_o$  为外管外径, mm;  $D_i$  为外管内径, mm;  $K$  为

外管壁厚系数。

根据式(9)、(10)和广义胡克定律, 此时外管内壁的径向应变为:

$$\varepsilon_{\theta,oi} = \frac{1}{E_o} (\sigma_{\theta,oi} - \mu_o \cdot \sigma_{r,oi}) \quad (11)$$

$$\varepsilon_{\theta,oi} = \frac{1}{E_o} \left( \frac{K^2 + 1}{K^2 - 1} + \mu_o \right) \cdot P_c \quad (12)$$

当内压卸除后, 内管内部的水开始循环冷却, 直到内外管温度都接近室温。因为从压力最高点到泄压再到冷却完成, 材料一直处于弹性变化范围, 整个过程是可逆的。所以, 忽略保压和卸压过程热量的传递, 将卸压和冷却阶段分开考虑不会影响最终结果。假设冷却完成后, 内外管间存在残余接触压力  $P_c^*$  可以求出此时内外管的应力应变状态。

在内管外壁处, 应力状态为:

$$\sigma^*_{r,oi} = -P_c^* \quad (13)$$

$$\sigma^*_{\theta,io} = \frac{K^2 + 1}{K^2 - 1} \cdot P_c^* \quad (14)$$

式中: \* 表示卸压、冷却完成后的残余量;  $P_c^*$  为内外管间残余接触压力, MPa。

由式(13)、(14)和广义胡克定律, 求得内管外壁周向应变:

$$\varepsilon^*_{\theta,io} = -\frac{1}{E_i} \left( \frac{K^2 + 1}{K^2 - 1} - \mu_o \right) \cdot P_c^* \quad (15)$$

在外层管内壁处, 应力状态为:

$$\sigma^*_{r,oi} = -P_c^* \quad (16)$$

$$\varepsilon^*_{\theta,io} = \frac{K^2 + 1}{K^2 - 1} \cdot P_c^* \quad (17)$$

根据式(16)、(17)和广义胡克定律, 求得外管内壁周向应变:

$$\varepsilon^*_{\theta,oi} = -\frac{1}{E_o} \left( \frac{K^2 + 1}{K^2 - 1} - \mu_o \right) \cdot P_c^* \quad (18)$$

从卸压开始到冷却结束, 内管外壁和外管内壁始终处于贴合状态<sup>[9]</sup>。因此, 可以得到变形协调方程:

$$\varepsilon_{\theta,oi} - \varepsilon^*_{\theta,oi} = \varepsilon_{\theta,oi} + \Delta \varepsilon_{i \text{有效}} - \varepsilon^*_{\theta,oi} \quad (19)$$

将公式(3)、(8)、(12)、(15)、(18)代入式(19)得:

$$\frac{P_c^*}{A_o} = \frac{P_i}{B} - \left( \frac{1}{E_i} + \frac{1}{B} \cdot \ln K \right) \sigma_{s,i}' + \alpha_o \Delta T_e \quad (20)$$

其中,  $\frac{1}{A} = \frac{1}{E_i} \left( \frac{K^2 + 1}{K^2 - 1} - \mu_o \right) + \frac{1}{E_o} \left( \frac{K^2 + 1}{K^2 - 1} + \mu_o \right)$

$$\frac{1}{B} = \frac{1}{E_i} (1 - \mu_i) + \frac{1}{E_o} \left( \frac{K^2 + 1}{K^2 - 1} + \mu_o \right)$$

为了防止外管发生塑性变形而影响管子的质量,需要确定最大胀接压力  $P_{\max}$ 。

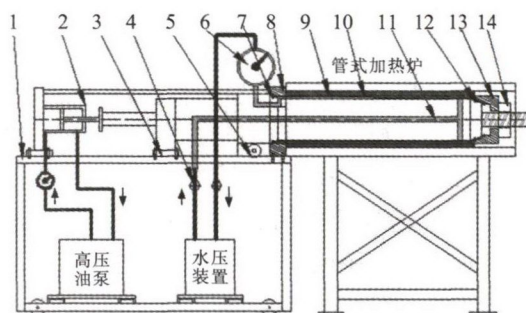
$$P_{\max} = \frac{K^2 - 1}{2K^2} \sigma_{so} + \sigma_{si} \ln K \quad (21)$$

在最终的计算公式(20)中,有效温差  $\Delta T_e$  的计算相对复杂又缺乏有效的测量手段。可以利用初始条件、随压力变化的界面热阻以及加压曲线等已知参数,通过数值模拟方法得到热液压过程中内外管的温度时态变化,进而求得有效温差  $\Delta T_e$ 。

## 2 实验研究

### 2.1 热液压实验装置

根据热液压原理设计的实验装置如图3所示。主要包括液压系统、加热系统和密封部件三大部分。液压系统采用的是大功率柱塞泵产生油压,再将油压经转换装置转换成水压。液压系统有两种工作模式。一种是快速加压到设定压力,一种是不带压冷却水循环。密封部件采用O型橡胶圈压紧密封。加热炉选用带有自动温控系统的大功率管式加热炉,两端可以任意开合。



1- 支承结构; 2- 液压臂; 3- 导轨螺栓; 4- 阀门; 5- 导轨滑轮; 6- 压力表; 7- 锥形密封; 8- 固定密封头; 9- 内管; 10- 外管; 11- 液压力水槽; 12- O型密封圈; 13- 密封压头; 14- 压紧螺栓

图3 热液压装置示意图

Fig.3 Schematic diagram of hot hydraulic device

### 2.2 材料参数

实验采用的是20无缝钢管、内衬316L的直缝钢管,管长均为2m,外管的规格是  $\phi 168 \text{ mm} \times 10 \text{ mm}$ ,内管的规格是  $\phi 142 \text{ mm} \times 2 \text{ mm}$ ,内外管间也存在3mm的间隙。外管和内管的具体参数见表1。

### 2.3 实验过程

取3组经过处理的管子进行实验,每组2根,内外管的规格和模拟时使用的相同。第1组不加热,第2组基管加热到  $150^\circ\text{C}$ ,第3组基管加热到  $200^\circ\text{C}$ 。将参数代入计算式(21),得到最大液压力  $P_{\max} = 47.24 \text{ MPa}$ 。

表1 材料参数表

Tab.1 Material parameter table

参数	材料	弹性模量 $E$ /GPa	泊松比 $\mu$	线膨胀系数 / $10^{-6} \text{ K}^{-1}$	屈服强度 $\sigma_s$ /MPa	强化后屈服强度 $\sigma_s'$ /MPa
内管	316L	205	0.3	1.45	302*	345
外管	20	206	0.3	1.15	331	-

注:316L指钢管的屈服强度按  $R_{m0.5}$  根据实际拉伸曲线测得

实验过程分为六部分进行。

第一步,完成衬管的装配。将衬管放在夹持模具上两端分别压出外张和内收的喇叭口。将外张的喇叭口与固定密封配合,利用液压臂将密封结构压紧。另一端用压紧螺栓压紧。排出空气,加压至1MPa检查装置密封性后卸压。第二步,将内壁经过喷砂处理的基管装入管式炉,设定好加热温度。衬管开始通循环水冷却。第三步,基管温度到达设定温度后,推动整个热液压装置将衬管缓缓送入基管内,确保整个衬管都在基管内。这个过程保持循环水冷却开着。第四步,装配完成后,关闭加热炉,立即进行加压。压力达到设定压力47MPa后,保压20s。第五步,卸去压力,开启水循环冷却,直到基管温度接近室温,复合完成。第六步,参考APISpec5LD的标准要求,切取长度为200mm复合管进行抱紧力测试,采用切环释放法测量管间残余应力。

### 2.4 实验结果

图4为开环测试图。根据实验记录,间隙为3mm时打压时间约为1min。其中,从零加压到贴合压力9.5MPa需要50s,从贴合压力加压到最高压力47MPa需要10s。切环法测得的结果如表2所示。

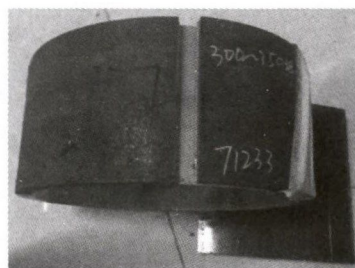


图4 开环测试图

Fig.4 The ring-opening test of the composite pipe

## 3 有限元模拟

### 3.1 材料参数

假设内外管均为理想圆管,经过理论分析,双金属复合管的应力、温度分布与轴向无关,且轴向尺寸比截面尺寸大得多,可以当作平面应力问题来考虑。故采用ANSYS软件建立平面模型如图5所示。外

表 2 切环法实验结果对照表(MPa)  
Tab.2 Experiment results of slit-ring method (MPa)

200 mm 切环 实验平均值	第 1 组	第 2 组	第 3 组
	0.08	33.06	44.82

管的材料特性采用线弹性模型, 因为外管整个过程都没有达到屈服应力, 弹性模量 205 GPa, 泊松比 0.3, 线膨胀系数  $1.15 \times 10^{-5} \text{K}^{-1}$ 。内管采用多线段各向同性强化模型, 根据材料的真实应力应变曲线输入多个应力应变值, 弹性模量取 206 GPa, 泊松比 0.3, 线膨胀系数  $1.45 \times 10^{-5} \text{K}^{-1}$ 。内外管间的接触类型设为摩擦接触, 摩擦系数取 0.15。根据实验参数建立有限元模型。

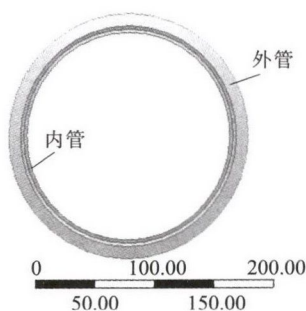


图 5 复合管结构图(mm)

Fig.5 Structure diagram of the composite pipe (mm)

利用 Fluent 软件进行瞬态传热模拟, 得到外管分别加热到 150、200℃的有效温差为 24.5、33.4℃。按照实际压力上升曲线确定传热时间和内外管间界面热阻的变化, 内管内壁与水自然对流传热。取内外管体的平均温度作为计算有效温差的温度。

### 3.2 模拟过程

首先, 对内外管施加约束, 对内管内壁施加压力载荷, 对外管施加温度载荷。载荷一共分为四步, 第一步, 温度室温保持不变, 内管升压到 47 MPa; 第二步, 外管温度上升到有效温差加上室温的温度; 压力保持 47 MPa; 第三步, 温度和压力都保持不变; 第四步, 温度压力同时卸载, 压力变为零, 温度下降为室温 22℃, 如图 6 所示。

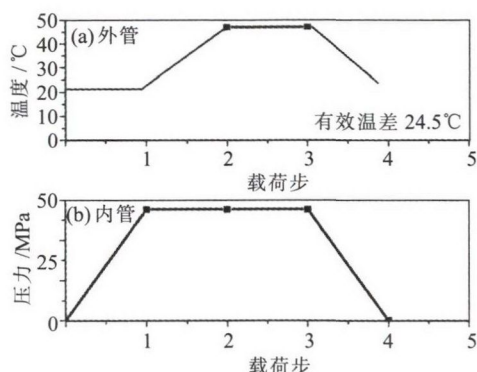


图 6 内外管加载步示意图

Fig.6 Schematic diagram of internal and external tube loading steps

### 3.3 模拟结果

当压力取 47 MPa, 有效温差取 0℃时, 即冷液压时的载荷状况, 管最终的残余应力分布云图如图 7 (a)所示。从应力的变化过程来看, 随着压力的变化, 内管首先出现屈服, 直径不断扩大, 之后应力缓慢增加。贴合以后外管应力开始增加, 直到压力达到最大。卸压后, 内外管出现了不同的应力水平。再改变外管温度上升范围的大小, 共得到三组应力分布云图 7。

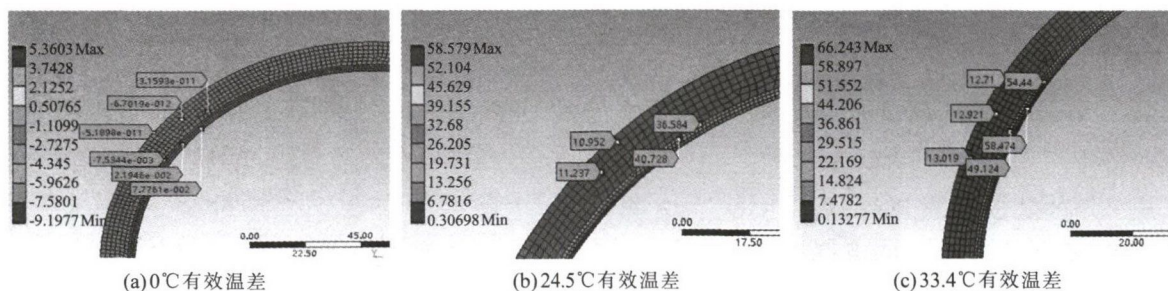


图 7 压力 47 MPa 时管最终的残余应力分布云图(MPa)

Fig.7 The final residual stress distribution of tube at 47 MPa pressure (MPa)

将实验、理论计算和模拟到的结果进行对比, 其结果如表 3 所示。

之所以采用 20 和 316L 钢匹配, 是因为两种材料屈服强度相近, 正常的冷液压无法实现这种“内强外弱”结合。根据公式计算, 有效温差至少要达到 7℃才能形成结合力。这样的实验设计更能够反映温

度对结合力的影响。

可以发现模拟结果与理论计算结果十分接近, 进一步论证了理论的可靠性。第一组理论计算的结果为 0, 说明胀接后内外管之间没能形成结合力。理论与实验的结果偏差较大, 可能是没有考虑温度对材料性能参数影响和管材的椭圆度、内外管在贴合

表3 在载荷 47 MPa 时实验、理论计算与模拟结果对照表  
Tab.3 Comparison of theoretical calculation, simulation and experiment results at 47 MPa load

项目	有效温差 /℃		
	0	24.5	33.4
模拟结果 */MPa	0	35.50	54.67
理论计算 /MPa	0	36.33	52.43
实验结果 /MPa	0.08	33.06	44.82
理论与实验偏差 (%)	-	9.89	16.98

注:\* 其值为内管内壁面到外壁面应力的平均值

压力之前的接触传热等客观因素导致的。

对于双层结构向水中传热的模型利用模拟和实验相结合的手段求解相对可行,能够解决内管温度在胀接过程的变化无法理论计算又不方便测量的问题。基于部分假设条件进行的热液的理论分析和计算推导和制定的热水压的工艺原理图,能够有效地指导工业生产。

## 4 结论

(1) 20/316L 钢的实验数据表明热液压能够实现“外弱内强”的材料匹配,并且能够获得较好的结合力。

(2) 对于双层结构向水中传热的模型利用模拟

和实验相结合的手段求解可行,能够解决内管温度在胀接过程的变化无法理论计算又不方便测量的问题。

## 参考文献:

- [1] 曾德智,杜清松,谷坛,等. 双金属复合管防腐技术研究进展[J]. 油气田地面工程,2008,27(12):64-65.
- [2] 骆华锋,白清东,王莉,等. 基于有限元法在腐蚀管道剩余强度中的应用[J]. 科学技术与工程,2008,8(23):6335-6337.
- [3] 王学生,王如竹,吴静怡,等. 基于径向自紧密封的双金属复合管液压成形[J]. 上海交通大学学报,2004,38(6):905-908.
- [4] 王永芳,袁江龙,张燕飞,等. 双金属复合管的技术现状和发展方向[J]. 焊管,2013,36(2):5-9.
- [5] 李发根,魏斌,邵晓东,等. 高腐蚀性油气田用双金属复合管[J]. 油气储运,2010,29(5):359-362.
- [6] 吕海源. 金属复合管弯曲过程数值模拟与实验验证 [D]. 上海:上海交通大学,2008.
- [7] 郭训忠,陶杰,唐巧生,等. TA1-Al 双金属复合管冷推弯模拟及试验[J]. 中国有色金属学报,2012,22(4):1053-1062.
- [8] 王学生,李培宁,王如竹,等. 双金属复合管液压成形压力的计算[J]. 机械强度,2002,24(3):439-442.
- [9] 杜清松,曾德智,杨斌,等. 双金属复合管塑性成型有限元模拟[J]. 天然气工业,2008,28(9):64-66. **H**

(上接第 123 页)

后轮罩实物图。

## 4 结语

通过正交试验和 AutoForm 有限元分析软件确定优选工艺参数组合为:摩擦系数 0.13、冲压速度 1500 mm/s、压边力 800 kN、凸凹模间隙 1.35 mm、拉深筋宽度 16 mm。将 AutoForm 有限元分析软件的模拟结果与实物进行对比,确定工艺方案是可行的。利用有限元技术模拟板料的冲压过程可以有效提高成形质量、降低废品率。

## 参考文献:

- [1] 邓秋香. 基于 AutoForm 的前壁板成形回弹及回弹补偿的数值模拟[J]. 热加工工艺,2017,46(9):167-170.

- [2] 赵忠全. 基于 Autoform 的轿车前围板下部冲压成形数值模拟 [D]. 长春:吉林大学,2015.
- [3] Bahloul R, Ben-Elchei S, Potiron A. Optimisation of springback predicted by experimental and numerical approach by using response surface methodology[J]. Journal of Materials Processing Technology, 2005, 6-8(1): 101-110.
- [4] 向小汉,汤耀年. 汽车冲压零件材料成本控制的应用与探索[J]. 模具工业,2012,38(1):45-49.
- [5] 张海波,孙力伟. 基于正交试验的车顶盖板冲压工艺参数模拟研究[J]. 锻压技术,2017,42(4):79-84.
- [6] 陈吉清,王玉超,兰凤崇. 基于正交试验的汽车覆盖件冲压工艺参数优化 [J]. 计算机集成制造系统,2007,13 (12): 2433-2440.
- [7] 王列亮,郑燕萍,闰盖,等. 基于正交试验的拉延筋阻力优化[J]. 热加工工艺,2014,43(5):142-144. **H**