

6063 铝合金管件双向轴压电磁胀形研究

孙晓明¹, 纪亚楠², 王 抒², 周 楠², 崔晓辉²

(1. 中南大学 机电工程学院, 湖南 长沙 410083; 2. 中南大学 轻合金研究院, 湖南 长沙 410083)

摘要: 6063 铝合金管件具有质轻、比强度高和耐腐蚀等优点, 但是其在常温下塑性变形时容易开裂。采用两种管件电磁胀形方法, 即无轴向加压管件胀形 (方案 1) 和双侧刚性驱动轴向加压管件胀形 (方案 2)。与方案 1 相比, 当驱动板直径增加至 $\Phi 110$ mm 时, 方案 2 中管件的最大胀形高度提高了 100%。建立了管件电磁胀形的 3D 有限元仿真模型, 得到模拟和实验结果的最大误差小于 10%。模拟发现: 在方案 2 中管件中部节点的周向应变稍小于方案 1 的情况下, 其厚向应变数值明显更小, 则在胀形高度接近的情况下, 方案 2 中管件的减薄率更小; 在方案 1 和方案 2 的最大厚向应变数值相近 (接近破裂) 的情况下, 方案 2 中的管件的最大周向应变增加了 75.2%, 管件端部和中部的压强比值为 36.95。

关键词: 电磁胀形; 6063-T6 铝合金; 双向轴压; 变形轮廓; 压强比

DOI: 10.13330/j.issn.1000-3940.2023.05.005

中图分类号: TG391

文献标志码: A

文章编号: 1000-3940 (2023) 05-0031-08

Study on bidirectional axial compression electromagnetic bulging of 6063 aluminum alloy tube

Sun Xiaoming¹, Ji Yanan², Wang Shu², Zhou Nan², Cui Xiaohui²

(1. College of Mechanical and Electrical Engineering, Central South University, Changsha 410083, China;

2. Light Alloy Research Institute, Central South University, Changsha 410083, China)

Abstract: 6063 aluminum alloy tube has the advantages of light weight, high specific strength and corrosion resistance, but it is easy to crack during plastic deformation at room temperature. Therefore, two tube electromagnetic bulging methods were adopted, that is, tube bulging without axial compression (scheme 1) and tube bulging with bidirectional rigid drive axial compression (scheme 2). Compared with scheme 1, when the diameter of the driving plate increased to $\Phi 110$ mm, the maximum bulging height of tube in scheme 2 increased by 100%. Furthermore, the 3D finite element simulation model of tube electromagnetic bulging was established, and the maximum error between simulation and experimental results was less than 10%. The simulation find that when the circumferential strain of tube middle node in scheme 2 is slightly smaller than that in scheme 1, the thickness strain value is significantly smaller. When the bulging height is close, the thinning rate of tube in scheme 2 is smaller. When the maximum thickness strains of scheme 1 and scheme 2 are similar (close to rupture), the maximum circumferential strain of tube in scheme 2 increases by 75.2%, and the pressure ratio between the end and middle of the tube is 36.95.

Key words: electromagnetic bulging; 6063-T6 aluminum alloy; bidirectional axial compression; deformation profile; pressure ratio

6063 铝合金管件具有质轻、比强度高、耐腐蚀和可热处理强化等优点, 被广泛应用于航空航天、汽车和能源等领域。但是, 6063 铝合金在室温下的塑性变形能力差、容易破裂, 可以通过改变成形工

艺来改善材料的成形性能。Hu S H 等^[1]在管件弹性介质成形中加入轴向力, 降低了成形过程中波纹管的破裂风险, 使零件的减薄率控制在 10% 以内。Hashemi S J 等^[2]提出了 6063 铝合金管件的温热成形, 随着轴向进给量和温度的增加, 管件胀形高度提高了 30%。凡晓波等^[3]发现铝合金在超低温 (-196 °C) 环境下, 管材膨胀率由常温时的 17.4% 增加至 34.5%。王小松等^[4]提出了两端固定约束的铝合金管件充液弯曲成形, 通过施加内侧轴向压应力可避免起皱缺陷的产生。但是上述方法均属于静力成形过程, 材料的伸长率难以大幅度提升; 并且高温成形易导致材料晶粒粗大, 降低材料的力学性能。

收稿日期: 2023-03-20; **修订日期:** 2023-04-25

基金项目: 国家自然科学基金资助项目 (52275394); 中南大学高性能复杂制造国家重点实验室开放课题研究基金资助项目 (ZZYJKT2020-02)

作者简介: 孙晓明 (1992-), 男, 博士研究生

E-mail: sunxiaoming@csu.edu.cn

通信作者: 崔晓辉 (1984-), 男, 博士, 副教授

E-mail: cuixh622@csu.edu.cn

电磁胀形是利用脉冲磁场力使金属工件发生高速变形,能显著提高铝合金材料在室温下的成形极限。Thomas J D 等^[5]发现与准静态冲压相比,6063-T6 铝合金环件电磁胀形后的成形极限提高了 2~3 倍。另外,学者们也进行了管件电磁胀形工艺研究。Song F M 等^[6]通过调整线圈和管件的相对位置,实现了复杂形状的管形构件制造。Yu H P 等^[7]采用两步电磁胀形方法,将 5A02 铝合金管件的截面由圆形胀形为方形。针对小直径管件难以制作胀形线圈的问题,Xiong Q 等^[8]采用电磁吸力实现了内径为 $\Phi 28$ mm 的 1060 铝管胀形。Li X X 等^[9]提出了内外双线圈系统,通过外部线圈产生背景磁场使管件的减薄率由 17% 降至 13%。但是,上述管件成形方法中均采用单线圈结构,变形过程中管件轴向的材料流动量少。基于此,学者们提出了轴向加压和电磁胀形相结合的方法,进一步提高管件的胀形高度。Qiu L 等^[10]通过在管件两端设置线圈、增加轴向电磁力来降低管件胀形区域的减薄率,管件壁厚的减薄率从

27% 降低至 19%。但是由于管件壁厚薄,线圈产生的磁场仅有很小一部分作用在管件端部区域。基于此,Sun X M 等^[11]提出了单边刚性侧推的管件胀形方法,与传统管件电磁胀形相比,新方法下管件的胀形高度提高了 30%。但是,单边刚性侧推易导致管件变形不均匀,无法显著提高管件的胀形高度,并且未探讨胀形过程中侧推力和胀形力的最佳匹配关系。

在前期研究基础上,本文提出了双侧刚性加压的管件电磁胀形方法,建立了双侧刚性加压的管件胀形有限元仿真模型和实验装置,验证了新方法的可行性。并且揭示了工艺参数对管件胀形高度的影响机制,建立了管件胀形条件下轴向侧推力和径向胀形力的匹配关系。

1 实验研究

1.1 实验装置

本研究采用能量为 200 kJ 的电磁成形机,设备的具体参数为:额定电压 $U = 25$ kV,电容 $C = 640 \mu\text{F}$,图 1a 为实验装置示意图,图 1b 为管件电

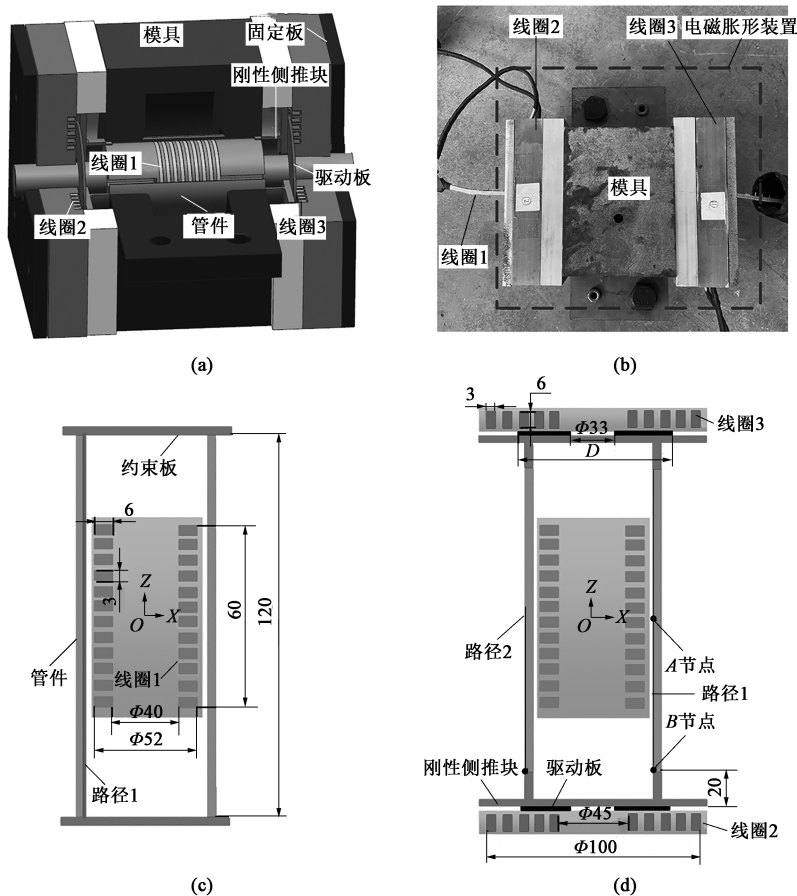


图 1 实验装置及两种管件电磁胀形方案

(a) 装置结构图 (b) 装置实物图 (c) 方案 1 示意图 (d) 方案 2 示意图

Fig. 1 Experimental device and two electromagnetic bulging schemes of tube

(a) Structure diagram of device (b) Physical diagram of device (c) Schematic diagram of scheme 1 (d) Schematic diagram of scheme 2

磁胀形实验工装。实验装置包括一个螺线管线圈、两个平面螺旋线圈、两个驱动板、两个固定板、两个刚性侧推块和模具。本文设计了两种管件电磁胀形方案，分别为：方案 1，仅采用内部胀形线圈（线圈 1）使管件中部发生变形，如图 1c 所示；方案 2，在方案 1 的基础增加端部侧推线圈（线圈 2 和线圈 3），电磁力驱动刚性侧推块，在管件端部施加双向轴压力，原理如图 1d 所示。螺线管线圈采用 3 mm×6 mm 的铜导线绕制而成。线圈 1 的匝数为 12，外径为 $\Phi 52$ mm，内径为 $\Phi 40$ mm；线圈 2 的匝数为 5，内径为 $\Phi 45$ mm，外径为 $\Phi 100$ mm；刚性侧推块的直径为 $\Phi 110$ mm，高度为 20 mm。实验采用的驱动板由 1060 铝合金制作，驱动板的内径为 $\Phi 33$ mm，厚度为 2 mm，驱动板外径定义为 D 。为了便于后续分析，将管件内壁定义为路径 1，中部节点定

义为 A 节点，端部节点定义为 B 节点，将管件外壁的 1/2 定义为路径 2。将管件中心定义为坐标原点 O ，径向定义为 X 方向，轴向定义为 Z 方向。6063-T6 铝合金管的化学成分如表 1 所示，管件的壁厚为 1.5 mm，外径为 $\Phi 60$ mm，高度为 120 mm。

表 1 6063-T6 铝合金的化学成分（%，质量分数）
Table 1 Chemical compositions of 6063-T6 aluminum alloy（%，mass fraction）

Mg	Si	Zn	Fe	Cu	Cr	Ti	Al
0.538	0.499	0.0021	0.163	0.0089	0.0015	0.0133	余量

1.2 实验结果

图 2a 和图 2b 为方案 1 的实验结果。当放电电压 $U = 6$ kV 时，管件胀形后的最大直径为 $\Phi 66.6$ mm，轴向缩短量为 1.9 mm。当放电电压 $U =$

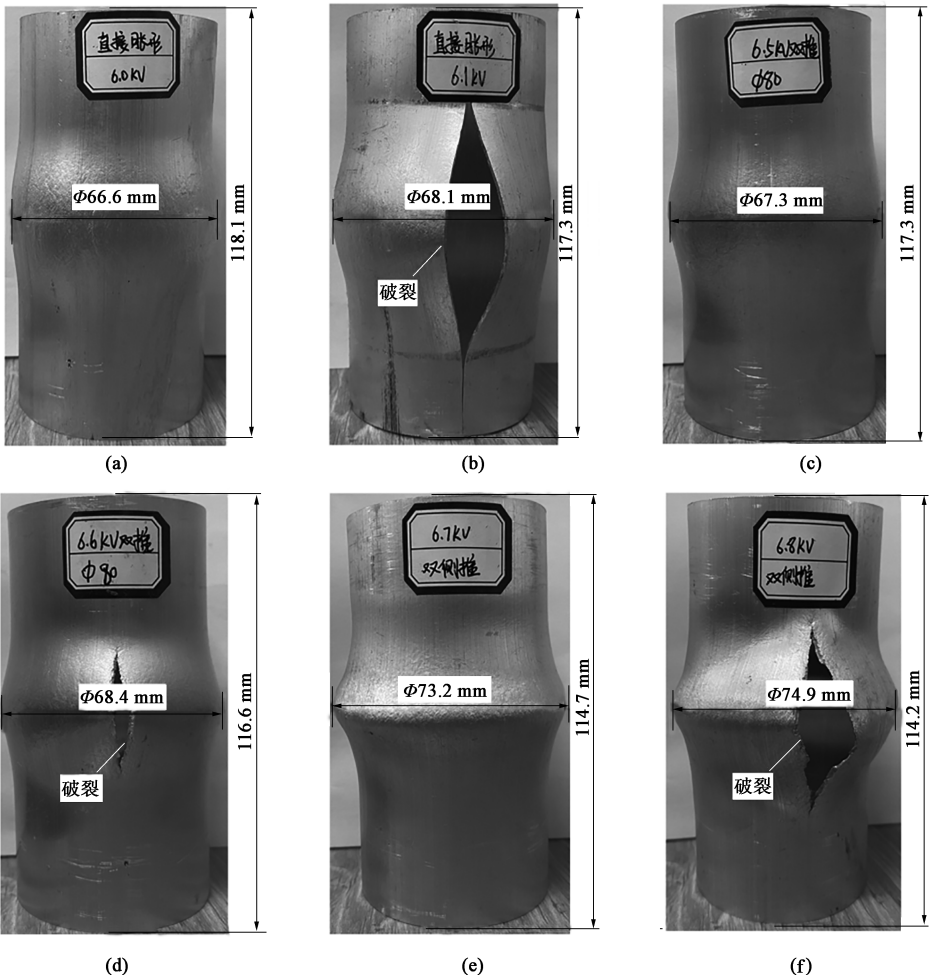


图 2 实验结果

(a) 方案 1, $U=6.0$ kV (b) 方案 2, $U=6.1$ kV (c) 方案 2, $U=6.5$ kV (d) 方案 2, $U=6.6$ kV
(e) 方案 2, $U=6.7$ kV (f) 方案 2, $U=6.8$ kV

Fig. 2 Experimental results

(a) Scheme 1, $U=6.0$ kV (b) Scheme 1, $U=6.1$ kV (c) Scheme 2, $U=6.5$ kV (d) Scheme 2, $U=6.6$ kV
(e) Scheme 2, $U=6.7$ kV (f) Scheme 2, $U=6.8$ kV

6.1 kV 时, 管件发生破裂。图 2c~图 2f 为方案 2 的实验结果。当驱动板外径 $D=\Phi 80$ mm 时、放电电压 $U=6.5$ kV 时, 管件胀形后的最大直径为 $\Phi 67.3$ mm, 轴向缩短量为 2.7 mm; 当放电电压 $U=6.6$ kV 时, 管件发生破裂; 当驱动板外径 $D=\Phi 110$ mm、放电电压 $U=6.7$ kV 时, 管件胀形后的最大直径为 $\Phi 73.2$ mm, 轴向缩短量为 5.3 mm; 当放电电压 $U=6.8$ kV 时, 管件发生破裂。与方案 1 相比, 本文中实验方案 2 的管件的最终最大胀形高度提高了 100%。

2 有限元模拟

电磁脉冲成形是一种高速率成形技术, 为了充

分考虑管件成形过程中的应变率效应, 本文采用 Johnson-Cook 本构模型, 表达式如式 (1) 所示^[12]:

$$\sigma = (250 + 209\varepsilon^{0.499})(1 + 0.001\ln \frac{\dot{\varepsilon}}{\dot{\varepsilon}_0}) \quad (1)$$

式中: σ 为流动应力; ε 为等效应变; $\dot{\varepsilon}$ 为应变速率; $\dot{\varepsilon}_0$ 为参考应变速率。

图 3a 为方案 2 的电磁场模型, 该模型包括线圈、管件、驱动板、空气场和远场空气。图 3b 显示了管件、线圈和驱动板的网格模型。在电磁场分析中, 远场空气的单元类型为 INFIN111, 空气场、线圈、管件、驱动板的单元类型为 SOLID97, 管件的节点数量为 36300。电磁场模拟的材料属性如表 2 所示。

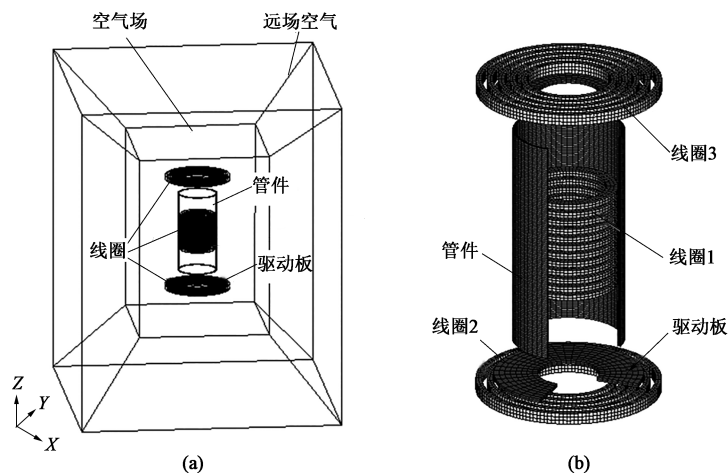


图 3 电磁场分析

(a) 电磁场模型 (b) 网格模型

Fig. 3 Electromagnetic field analysis

(a) Electromagnetic field model (b) Mesh model

表 2 电磁场材料属性

Table 2 Material properties in electromagnetic field

模型部件	材料	相对磁导率	电阻率/ ($\times 10^{-8} \Omega \cdot m$)
线圈	铜	1	1.72
管件	6063 铝合金	1	3.30
驱动板	1060 铝合金	1	2.78
空气场/远场空气	空气	1	—

当放电电压 $U=6.0$ kV 时, 图 4a 为方案 1 中管件的最终模拟轮廓。最大径向变形量为 3.4 mm。图 4b 为管件 B 节点的轴向位移, 最大轴向位移为 2 mm。当放电电压 $U=6.5$ kV 时, 图 4c 和图 4d 分别为方案 2 中驱动板直径 D 为 $\Phi 80$ 、 $\Phi 90$ 、 $\Phi 100$ 和 $\Phi 110$ mm 条件下管件的最终变形轮廓。在相同电压下, 随着驱动板直径增加, 管件中部的径向位移和

端部的轴向位移增加。

图 5 为管件径向流动量, 图 6 为模拟和实验的变形轮廓对比结果。方案 1 和方案 2 的数值模拟结果与实验结果基本一致。方案 1 在管件中心径向位移的最大模拟误差为 3%, 轴向的高度减少量的模拟误差为 5.3%。方案 2 在管件中部径向位移的最大模拟误差为 9.6%, 轴向的高度减小量的模拟误差为 7.4%。因此, 本文采用的模拟方案能够准确预测管件的电磁胀形过程。

考虑到管件对称分布, 选取管件的 1/2 进行壁厚分析。图 7 为模拟和实验的管件沿路径 2 的壁厚对比结果。数值模拟结果与实验结果基本一致, 管件壁厚的最大模拟误差为 3%。方案 1 中, 壁厚最大减薄处为距管件中心 $-3.5 \sim 3.5$ mm 的区域, 中心区域的最大减薄率为 6.7%。方案 2 中, $D=\Phi 80$ mm 的

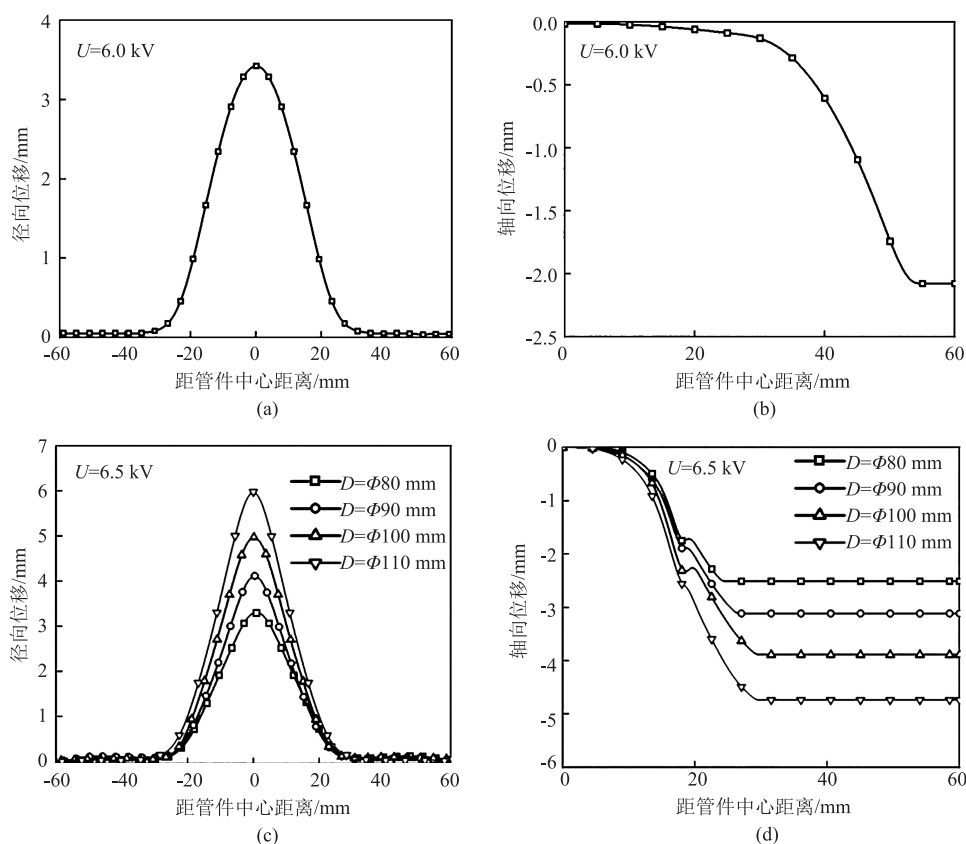


图4 管材变形的模拟结果

(a) 方案1 管件变形轮廓 (b) 方案1 管件端部节点位移 (c) 方案2 管件变形轮廓 (d) 方案2 管件端部节点位移

Fig. 4 Simulation results of tube deformation

(a) Tube deformation profile in scheme 1 (b) Displacement of tube end nodes in scheme 1 (c) Tube deformation profile in scheme 2 (d) Displacement of tube end nodes in scheme 2

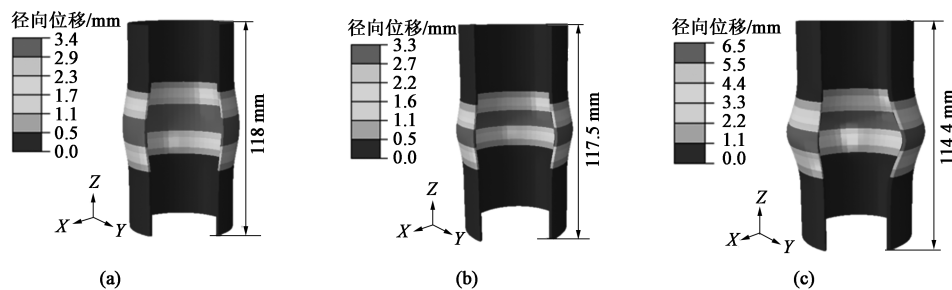


图5 管件径向流动量分布

(a) 方案1 (b) 方案2, $D=\Phi 80$ mm (c) 方案2, $D=\Phi 110$ mm

Fig. 5 Distributions of tube radial flow amounts

(a) Scheme 1 (b) Scheme 2, $D=\Phi 80$ mm (c) Scheme 2, $D=\Phi 110$ mm

条件下, 最大减薄处分布在距管件中心 $-5\sim-9$ mm 和 $5\sim9$ mm 的区域, 管件中心区域的减薄率为 2%; $D=\Phi 110$ mm 的条件下, 最大减薄处分布在距管件中心 $-6\sim-8$ mm 和 $6\sim8$ mm 的区域, 管件中心区域的减薄率为 1.3%。施加轴向侧推降低了中心区域的最大减薄率, 抑制了管件破裂, 从而提高了管件的胀形高度。

图 8a 为方案 1 中 $U=6.0$ kV 条件下管件的最大的主应变分布, 最大应变出现在管件中部, 为 0.113。

图 8b 为方案 1 中管件路径 1 上的三向主应变分布。其中, ε_r 为管件厚向应变, ε_θ 为管件周向应变, ε_z 为管件轴向应变。在距离管件中心 $-30\sim30$ mm 区域内, 管件受到轴向压应变和周向拉应变。在距离管件中心 $-20\sim20$ mm 区域内, 管件受到厚向压应变。当放电电压 $U=6.0$ kV 时, 管件最大周向拉应变、厚向压应变和轴向压应变分别为 0.113、0.063 和 0.050。

图 9 为方案 2 中 $U=6.5$ kV 条件下, 管件路径 1

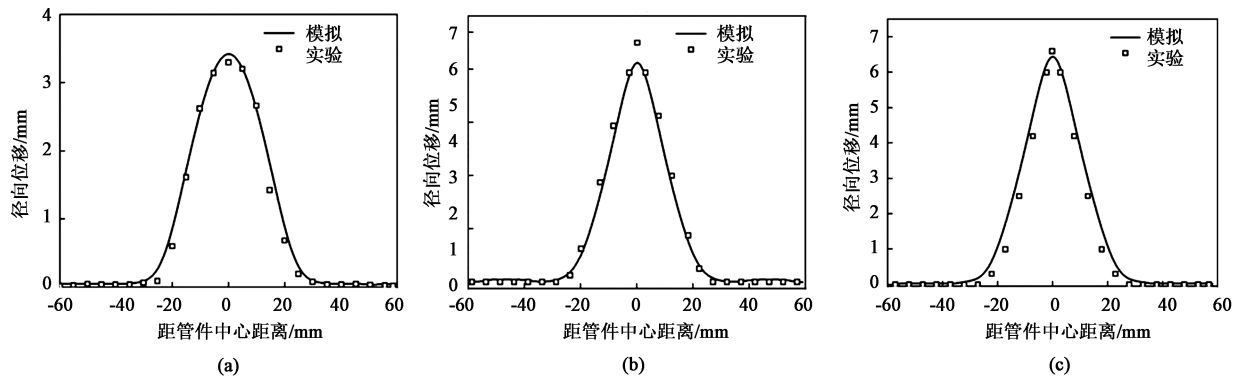


图 6 模拟与实验的管件变形轮廓对比

(a) 方案 1 (b) 方案 2, $D=\Phi 80$ mm (c) 方案 2, $D=\Phi 110$ mm

Fig. 6 Comparison of tube deformation profiles between simulation and experiment

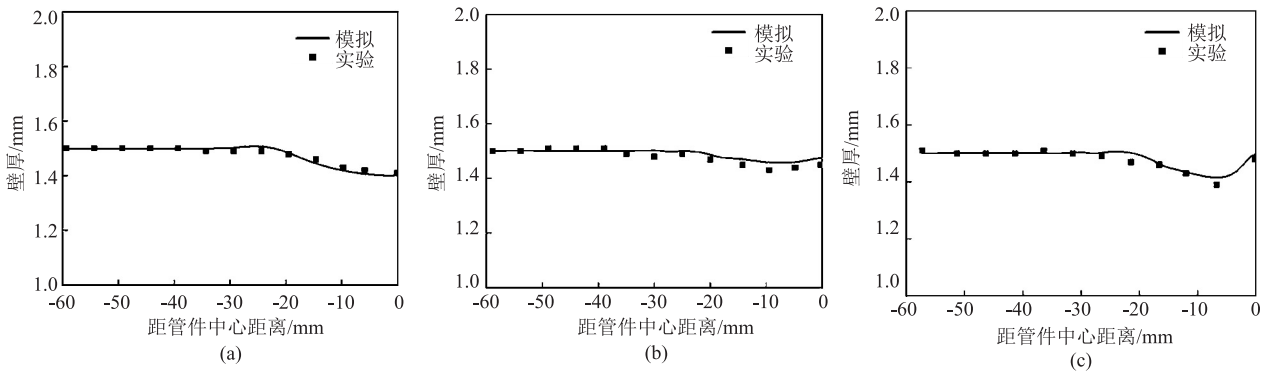
(a) Scheme 1 (b) Scheme 2, $D=\Phi 80$ mm (c) Scheme 2, $D=\Phi 110$ mm

图 7 模拟与实验的管件轴向壁厚对比

(a) 方案 1 (b) 方案 2, $D=\Phi 80$ mm (c) 方案 2, $D=\Phi 110$ mm

Fig. 7 Comparison of tube axial wall thickness between simulation and experiment

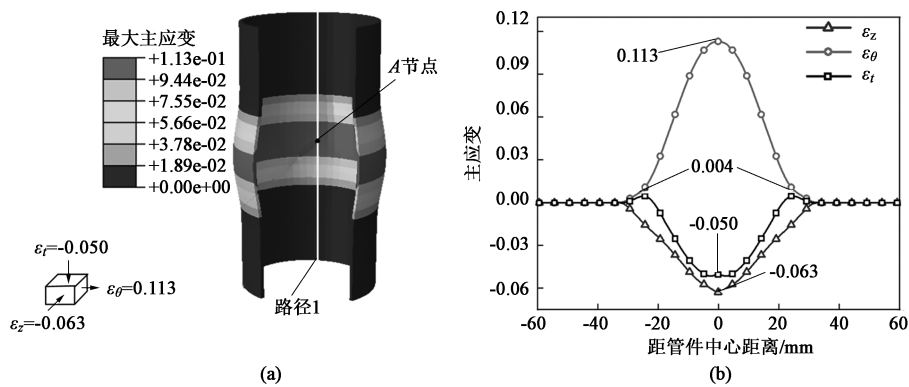
(a) Scheme 1 (b) Scheme 2, $D=\Phi 80$ mm (c) Scheme 2, $D=\Phi 110$ mm

图 8 方案 1 中管件上的应变分布

(a) 最大主应变 (b) 路径 1 上的三向主应变

Fig. 8 Strain distributions on tube in scheme 1

(a) Maximum principal strain (b) Three-direction principal strain on path 1

上的三向主应变分布。当驱动板直径 $D = \Phi 80$ mm 时, 方案 1 和方案 2 的管件 A 节点的周向应变接近, 但方案 2 中 A 节点的轴向应变数值更大、厚向应变

数值更小。随着驱动板直径 D 的增加, 管件 A 节点的周向应变增加。当驱动板直径 $D = \Phi 110$ mm 时, 方案 2 与方案 1 的管件的最大厚向应变接近的情况

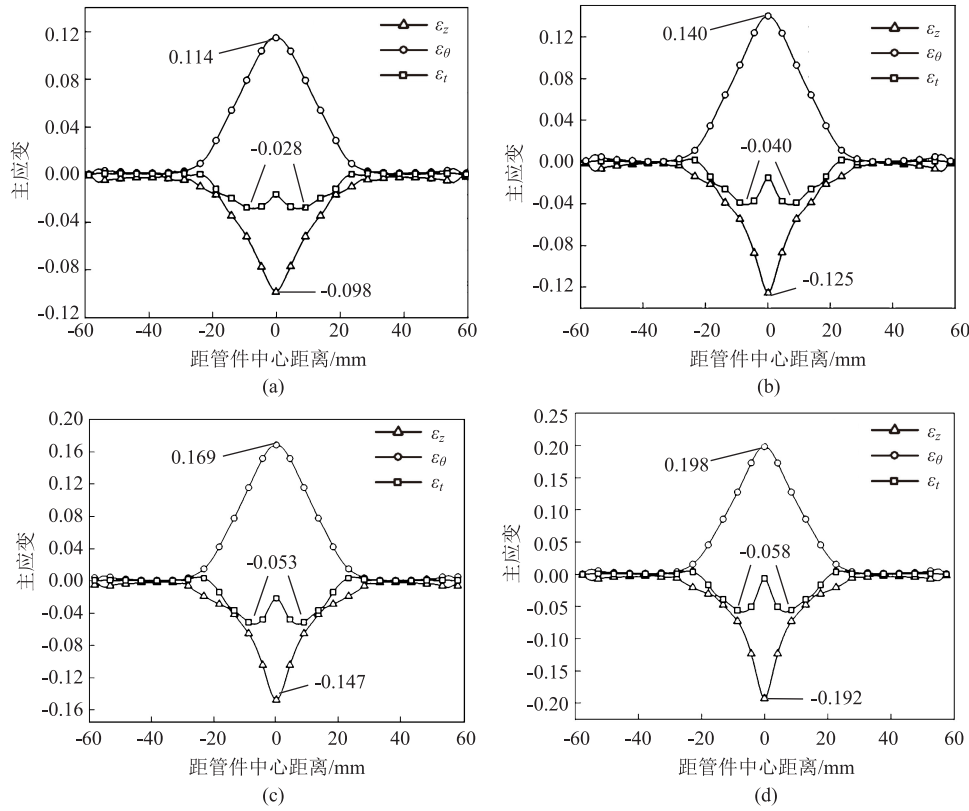


图9 方案2中管件上的三向主应变分布

(a) $D=\Phi 80$ mm (b) $D=\Phi 90$ mm (c) $D=\Phi 100$ mm (d) $D=\Phi 110$ mm

Fig. 9 Three-direction principal strain distributions on tube in scheme 2

下, 方案2的周向应变和轴向应变比方案1分别增加了75.2%和204.7%, 这导致管件的胀形高度更高。

3 轴向侧推力和径向胀形力的匹配关系

在电磁成形过程中, 脉冲磁场仅会在金属零件的表面产生感应电流, 感应电流作用的区域可根据式(2)计算趋肤深度 δ :

$$\delta = \left(\frac{\pi f \mu_0}{\rho} \right)^{-\frac{1}{2}} \quad (2)$$

式中: f 为脉冲电流的频率, 本文取为1428 Hz; μ_0 为真空磁导率, 本文取为 $4\pi \times 10^{-7} \text{ H} \cdot \text{m}^{-1}$; ρ 为样品的电阻率。

通过计算得到趋肤深度 $\delta=2.42$ mm。由于趋肤深度大于管件厚度, 管件上的磁压强 P 可根据式(3)计算:

$$P = \frac{B_1^2 - B_2^2}{2\mu_0} \quad (3)$$

式中: B_1 为管件内表面的磁通密度, ($\text{Wb} \cdot \text{m}^{-2}$);

B_2 为管件外表面的磁通密度, ($\text{Wb} \cdot \text{m}^{-2}$)。

本文通过有限元模拟获得不变形情况下管件中部的磁场强度和驱动板上的总电磁力, 计算管件中部和端部的压强分布, 进而获得管件径向胀形力和端部侧推力的比例关系。图10为电磁胀形过程中管件中部和端部的压强分布。表3为不同驱动板直径下, 管件中部和端部的最大压强对应关系。其中, P_1 和 P_2 分别为管件中部和端部的最大压强。前面研究表明: 当驱动板直径 $D=\Phi 80$ mm时, 管件的最大胀形高度较低, 此刻 $P_2/P_1=31.11$; 驱动板直径 $D=\Phi 110$ mm时, 管件的最大胀形高度比方案1提高了100%, 此刻 $P_2/P_1=36.95$ 。因此, 增加管件端部压强可大幅提高管件的最大胀形高度。

4 结论

(1) 与无轴向加压管件胀形方案1相比, 双侧轴向加压的管件胀形方案2增大了管件的轴向进给量和径向胀形量。随着驱动板直径的增加, 管件端部轴向侧推力增加, 并使管件中部的减薄率降低和最大胀形高度增加。

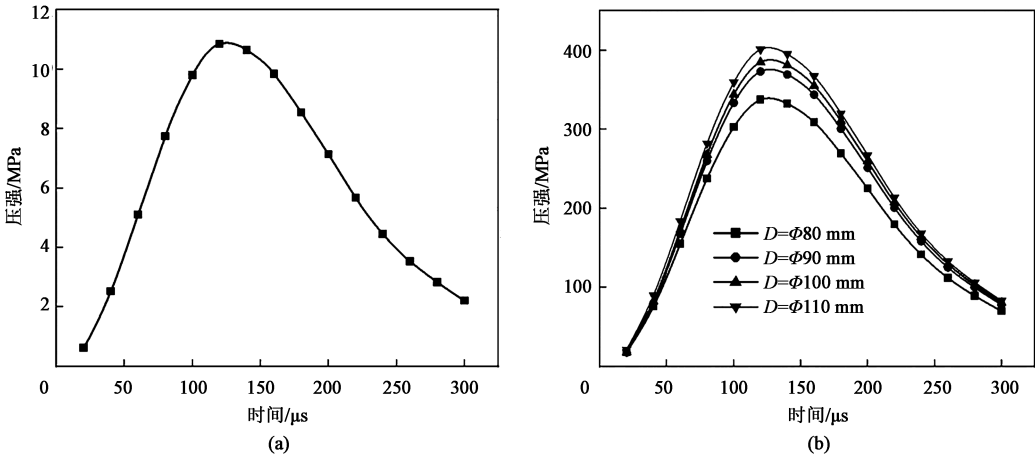


图 10 管件中部 (a) 和端部 (b) 的压强分布
Fig. 10 Pressure distributions in middle (a) and end (b) of tube

表 3 管件中部和端部的压强比值

Table 3 Pressure ratios between middle and end of tube

驱动板直径/mm	P_1/MPa	P_2/MPa	P_2/P_1
$\phi 80$	10.85	337.51	31.11
$\phi 90$	10.85	373.12	34.39
$\phi 100$	10.85	385.05	35.49
$\phi 110$	10.85	400.91	36.95

(2) 采用顺序耦合法分析了管件电磁管胀形过程, 模拟得到的管件变形轮廓和厚度分布与实验误差小于 10%。当管件最大厚向应变数值接近破裂极限的情况下, 方案 2 管件中部的周向和轴向应变分别比方案 1 增加了 75.2% 和 204.7%。

(3) 当驱动板直径 $D=\phi 110\text{ mm}$ 时, 管件端部和中部的压强比值 $P_2/P_1=36.95$, 此刻管件的最大胀形高度比方案 1 提高了 100%。

参考文献:

[1] Hu S H, Ali Abd El-Aty, Cheng C, et al. The influence of the MRE forming medium and axial feeding on the forming quality of thin-walled Inconel 718 bellow manufactured by a bulging process; Finite element simulation and experimentation [J]. The International Journal of Advanced Manufacturing Technology, 2021, 112 (1-2): 387-400.

[2] Hashemi S J, Moslemi Naeini H, Liaghat G H, et al. Prediction of bulge height in warm hydroforming of aluminum tubes using ductile fracture criteria [J]. Archives of Civil and Mechanical Engineering, 2015, 15 (1): 19-29.

[3] 凡晓波, 王旭刚, 陈险烁, 等. 铝合金管材超低温介质压力胀形行为 [J]. 锻压技术, 2021, 46 (4): 1-6.

Fan X B, Wang X G, Chen X S, et al. Behavior of ultra-low temperature medium bulging for aluminum alloy tube [J]. Forging &

Stamping Technology, 2021, 46 (4): 1-6.

[4] 王小松, 刘峻岐, 傅孟春, 等. 大径厚比非对称 5083 铝合金弯管充液弯曲成形 [J]. 锻压技术, 2021, 46 (4): 36-43.

Wang X S, Liu J Q, Fu M C, et al. Hydro-bending of asymmetric 5083 aluminum alloy bent tube with large diameter-thickness ratio [J]. Forging & Stamping Technology, 2021, 46 (4): 36-43.

[5] Thomas J D, Seth M, Daehn G S, et al. Forming limits for electro-magnetically expanded aluminum alloy tubes: Theory and experiment [J]. Acta Materialia, 2007, 55 (8): 2863-2873.

[6] Song F M, Zhang X, Wang Z R, et al. A study of tube electro-magnetic forming [J]. Journal of Materials Processing Technology, 2004, 151 (1-3): 372-375.

[7] Yu H P, Chen J, Liu W, et al. Electromagnetic forming of aluminum circular tubes into square tubes: Experiment and numerical simulation [J]. Journal of Manufacturing Processes, 2018, 31: 613-623.

[8] Xiong Q, Tang H T, Wang M X, et al. Design and implementation of tube bulging by an attractive electromagnetic force [J]. Journal of Materials Processing Technology, 2019, 273: 116240.

[9] Li X X, Cao Q L, Lai Z P, et al. Bulging behavior of metallic tubes during the electromagnetic forming process in the presence of a background magnetic field [J]. Journal of Materials Processing Technology, 2020, 276: 116411.

[10] Qiu L, Li Y T, Yu Y J, et al. Numerical and experimental investigation in electromagnetic tube expansion with axial compression [J]. The International Journal of Advanced Manufacturing Technology, 2019, 104 (5-8): 3045-3051.

[11] Sun X M, Yan Z Q, Chen Y, et al. Electromagnetic tube bulging due to axial pressure produced with a rigid drive block [J]. The International Journal of Advanced Manufacturing Technology, 2022, 120 (11-12): 8225-8238.

[12] Daoud M, Jomaa W, Chatelain J F, et al. A machining-based methodology to identify material constitutive law for finite element simulation [J]. The International Journal of Advanced Manufacturing Technology, 2015, 77 (9-12): 2019-2033.