

文章编号: 1000-5013(2011)05-0485-07

采用橡胶介质的三通管胀形数值模拟

陈志忠, 刘斌

(华侨大学 机电及自动化学院, 福建 泉州 362021)

**摘要:** 以非线性显式有限元分析程序 ANSYS/LS-DYNA 为数值模拟平台, 建立以橡胶为介质的三通管胀形的有限元模型, 对管坯参数进行了优化. 在轴向加压胀形的基础上进行反压的设计, 并进行复合胀形数值分析; 通过对轴向加压胀形和复合胀形的结果对比, 表明复合胀形管件壁厚减薄更缓慢, 壁厚分布更均匀, 最终得到更大的支管长度.

**关键词:** 三通管; 胀形工艺; 数值模拟; 聚氨酯橡胶; 管坯; 轴向加压

**中图分类号:** TG 389                      **文献标志码:** A

多通管在工业上的用途极为广泛, 是各种中高压管路中不可缺少的基础元件之一, 在机械、船舶、石化、建筑及轻工业等部门被广泛使用. 多通管胀形主要依靠材料的塑性性能, 在压力作用下使管坯沿径向向外扩张的成形工艺. 这种方法采用从内部施加压力, 外部模具约束来达到成型目的. 内部压力可通过液体、弹性体或塑性体来传递. 若在轴向压缩胀形基础上, 另外施加其他变形力或其他胀形工序进行的胀形工艺即为复合胀形. 目前, 采用液压技术胀形多通管的技术比较成熟<sup>[1-5]</sup>. 塑性体胀形工艺主要采用石蜡和铅、合金铝等塑性体作为胀形介质<sup>[5-8]</sup>, 这种方法能获得较大胀形系数的制件, 但其工艺复杂, 周期长, 只限于特殊件的小批量生产. 弹性体胀形工艺主要是采用橡胶为胀形介质<sup>[9-11]</sup>, 但目前对橡胶介质胀形多通管的有限元模拟还很少. 本文采用聚氨酯橡胶作为传力介质, 对三通管坯参数进行优化, 并对三通管的轴向加压胀形和复合胀形过程进行数值模拟和对比分析.

1 三通管复合胀形过程

以橡胶为介质的三通管复合胀形工艺的基本成形过程, 如图 1 所示. 首先, 将内腔带有橡胶棒的管坯置于分块式凹模中, 冲头压力  $F_1$  使橡胶棒膨胀并充满管坯内腔, 产生内压力而使材料进入初始塑性状态; 然后, 轴向压力  $F_2$  压缩毛坯端部, 材料开始向凹模支管部流动并形成支管.

当支管成形一定高度后, 反压力  $F_3$  开始沿支管胀出的反方向作用于支管的顶部, 从而限制壁厚变薄, 直至成形完毕.  $F_1, F_2$  的配合常采用带阶梯的冲头来实现, 通过调整冲头小端长度  $l_1$  来实现  $F_2$  相对于  $F_1$  的延迟.

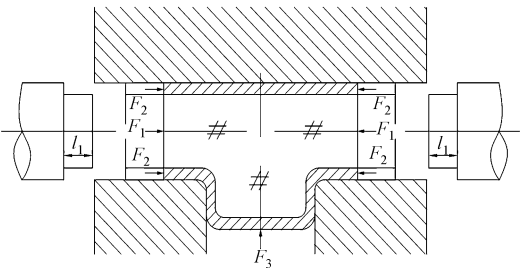


图 1 三通管复合胀形成形过程  
Fig. 1 Compound forming of three-way tube

2 三通管轴向加压胀形数值模拟

多通管胀形过程是一种既包含材料非线性(应力与应变之间的非线性), 又有几何非线性(应变与位移之间的非线性)的复杂力学过程<sup>[12]</sup>. 以非线性显式有限元分析程序 ANSYS/LS-DYNA 为数值模拟

平台,针对三通管胀形的成型过程,在保证壁厚分布均匀情况下,以获得最大支管长度为优化目标,尝试确定最佳工艺参数.

相关分析比较都是在保证壁厚减薄和增厚均不超过 30%的前提下进行的;在后处理过程中,通过检查每一步的计算结果,得到在满足条件下获得的最佳模拟结果.由于结果文件输出步数是一定量的,即每一个结果步记录的是某一个时刻的结果,符合胀形的临界要求的结果步不可能刚好被输出,而是处于两个结果步之间.因此,对这两个结果步时间内的结果做近似线性处理,临界要求的结果通过线段的斜率来获取.

2.1 有限元模型建立

为节约计算时间,根据模型的对称性,建立如图 2 所示的四分之一模型,并施加相应的对称约束.

(1) 管坯材料为退火紫铜,选用双线性各向同性硬化模型,管坯采用 Shell 163 单元,以中性面进行建模.相关参数:管坯外径  $D$  为 24 mm,紫铜管密度  $\rho$  为  $8.9\text{ Mg}\cdot\text{m}^{-3}$ ,弹性模量  $E$  为 0.125 TPa,泊松比  $\mu$  为 0.3,屈服应力为 0.16 GPa,剪切模量  $G$  为 0.925 GPa.

(2) 橡胶材料采用 Mooney-Rivlin 橡胶模型,建模时选取 Solid 164 单元.相关参数:橡胶直径比管坯内径小 0.5 mm,橡胶棒长度比管坯短 2 mm,橡胶密度  $\rho$  为  $1.29\text{ Mg}\cdot\text{m}^{-3}$ ,泊松比  $\mu$  为 0.499,由材料的应力应变曲线拟合得到 Mooney 常数  $C_{1,0}=1.428\text{ MPa}$ ,  $C_{0,1}=3.660\text{ MPa}$ .

(3) 模具、轴向冲头均视为钢体,其材料模型采用 Solid 164 实体单元.相关参数:密度为  $7.850\text{ Mg}\cdot\text{m}^{-3}$ ,弹性模量  $E$  为 0.2 TPa,泊松比为 0.3,轴向冲头小端直径与橡胶直径相同,冲头小端长度  $l_1$  为 5 mm.

(4) 模型的边界条件:用冲头的轴向位移来表示轴向冲头加轴压,为了缩短计算时间,冲压速度比实际放大 50 倍,即采用虚拟冲压速度  $V_1$  为  $0.5\text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$ .

(5) 模型的摩擦条件:接触面之间采用自动面-面接触算法,此算法利用两个接触表面的材料性能来计算单元的接触刚度.此外,还采用库仑摩擦定律.管坯与模具之间、管坯与冲头之间的摩擦系数为 0.1;橡胶与管坯之间、橡胶与冲头之间的摩擦系数为 0.35.

2.2 管坯参数的确定

影响成型的坯料参数主要有管坯长度( $l_0$ )、管坯的初始厚度( $t$ )和模具过渡圆角( $R$ ).

(1) 管坯长度.下料太短会影响支管高度,而下料太长不仅浪费材料,还可能由于轴向压缩、摩擦力等的作用,使三通主管部产生折叠和褶皱缺陷,支管发生胀破.

图 3 为管坯尺寸示意图.其中:主管及支管外径均为  $D$ ;内径为  $d$ ;管坯长度  $l_0$ ;在挤胀过程的某一瞬时,主管长为  $l$ ,支管长度为  $b$ ,支管顶端到主管轴线距离为  $h$ .

假设挤胀成形过程中壁厚不变,根据体积不变原理,可得到坯料长度的估算公式<sup>[13]</sup>为

$$l_0 = l + h - \frac{4(D^2 + Dd + d^2)}{3P(D + d)} + \frac{d^2}{2(D + d)}. \quad (1)$$

(2) 管坯的初始厚度.管坯较薄时所需成形力较小,成型容易,但也易造成成形过程壁厚过分减薄,导致零件强度和刚度下降,产生破裂失稳;反之,管坯较厚时,材料易得到补充,有可能得到较长支管,同时也容易导致折叠和褶皱等缺陷.

(3) 模具过渡圆角.模具过渡圆角虽不是管坯的直接尺寸,但直接影响管坯物料向支管区域的流动,决定成型过程的难易程度,间接影响前两个管坯参数的选取,故把  $R$  也视为管坯参数来考虑.

对于等径三通管件,假设目标件  $l=3D$ , $b$  为支管长度,取  $b=D$ .当然,在管坯设计时并未加平衡反压,即轴向加压胀形,且暂不考虑能否达到  $b=D$ .以  $l_0=96\text{ mm}$ , $R=9\text{ mm}$ , $t=1.5\text{ mm}$  时的成形过程为

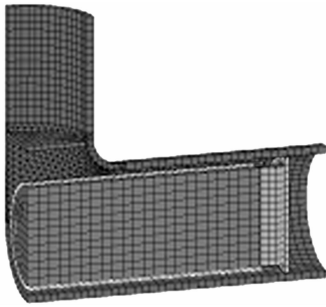


图 2 有限元模型

Fig. 2 Finite element model

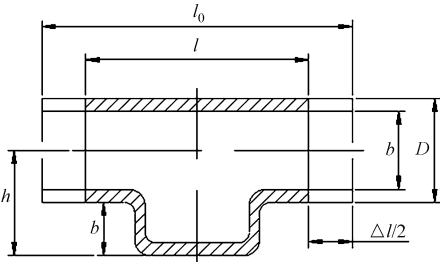


图 3 管坯尺寸示意图

Fig. 3 Tube blank dimensions

例,在 0.026 875 s 时刻,壁厚减薄率( $\gamma$ )的分布情况如图 4 所示. 其中:减薄率为负时表示壁厚增加.

综合考虑管坯参数范围和实验次数,选取  $L_{16}(4^3)$  正交表进行实验设计,如表 1 所示. 正交实验表中,4 个因子分别为表管坯壁厚、管坯长度和模具过渡圆角. 根据式(1),当  $t$  取 0.9,1.1,1.3,1.5 mm 共 4 个水平时,对应的管坯长度  $l_0$  应分别为 98.62,98.60,98.58,98.55 mm. 然而,在成形过程,由于内压力、轴压力和摩擦力的作用,壁厚是有变动, $l_0$  可能偏离估算值,故这里  $l_0$  设计 96,104,112,120 mm 共 4 个水平.

模拟分析过程中,以轴压胀形过程在减薄和增厚率不超过 30%时的最大支管长度  $b$  为评价指标,壁厚减、薄增厚超过 30%即停止运算. 由于实验设计时不同方案的管坯壁厚有差异,在实际操作中,以支管顶部单元沿支管方向的位移代替支管高度. 另外,由于管坯参数差异导致壁厚增加严重位置的分布变动比较大,在数值模拟后处理阶段取点位置不好确定,取点的差异对结果偏差的影响较大,在管坯参数设计阶段暂时只以支管高度为优化目标,不考虑壁厚增加的影响. 坯料参数正交实验方案及模拟结果,如表 1 所示.

表 1 坯料参数正交实验方案及结果  
Tab. 1 Schemes for tubular blank parameters

方案	$l_0$ /mm	$R$ /mm	$t$ /mm	$b$ /mm	方案	$l_0$ /mm	$R$ /mm	$t$ /mm	$b$ /mm
1	96	3	0.9	9.475	9	112	3	1.3	9.830
2	96	5	1.1	10.709	10	112	5	1.5	11.578
3	96	7	1.3	11.878	11	112	7	0.9	11.128
4	96	9	1.5	13.870	12	112	9	1.1	11.962
5	104	3	1.1	9.602	13	120	3	1.5	9.979
6	104	5	0.9	10.364	14	120	5	1.3	10.554
7	104	7	1.5	12.020	15	120	7	1.1	11.032
8	104	9	1.3	12.638	16	120	9	0.9	11.919

使用田口实验设计方法中的变量分析,可以计算各个工艺参数对支管长度的影响次序. 对实验结果进行直观分析,即由各因素在不同水平下的实验结果的平均值( $K$ )计算出极差( $R$ ),如表 2 所示.

根据表 2 的直观分析可以得出,各工艺参数对支管长度的影响次序由大到小: $R>t>l_0$ ,即  $R$ , $t$  值愈大, $l_0$  值愈小,越容易得到大长度的支管. 最优水平组合: $R$  为 9 mm, $t$  为 1.5 mm, $l_0$  为 96 mm,此时得到的支管长度  $b$  为 13.87 mm.

然而,实验结果显示当  $R=9$  mm 时,支管长度虽然增加,但支管的直管段长度受到影响,并影响到后续修整、攻螺纹等工序的进行,且  $R$  值过大的产品不美观. 另据式(1)估算,管坯长度为 98.55~98.62 mm,为了保证有足够坯料,取  $l_0=100$  mm. 因此,最终选取的最优水平组合为  $R=7$  mm, $t=1.5$  mm, $l_0=100$  mm. 此时,所得到的支管长度  $b$  为 12.379 mm,相对较理想,后续通过反压力的作用,支管高度还有提高的空间.

### 3 三通管复合胀形加载路径设计

对于三通管复合胀形工艺,冲头压力  $F_1$ 、轴向压力  $F_2$  与反压力  $F_3$  之间保持合理的数值关系,是该工艺取得成功的关键之一. 实际生产中,如果保持两个冲头的受力是定值,则反压冲压速度  $V_3$  与轴向挤压冲头速度  $V_1$  就不会是定值;反之,如果保持两冲头的速度一定,即变形过程中有确定的位移,能保

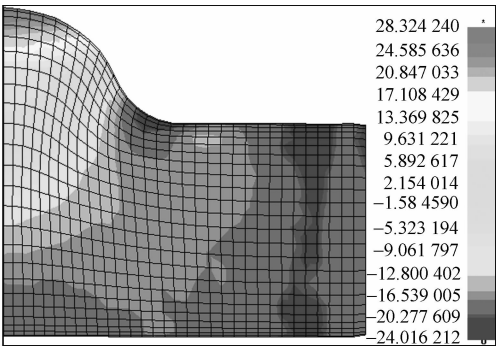


图 4 胀形过程壁厚减薄率分布  
Fig. 4 Thickness reduction during forming

证变形后支管的长径比,则冲头的受力不会定值.从实际操作的角度考虑,通过改变  $V_3$  与  $V_1$  的速度比来进行模拟更为方便.

根据前面优化结果,后续的实验设计参数选取如下: $t=1.5\text{ mm}$ , $l_0=100\text{ mm}$ , $R=7\text{ mm}$ ;管坯与模具之间、管坯与冲头之间的摩擦系数为 0.1,橡胶与管坯之间、橡胶与冲头之间的摩擦系数为 0.35;冲头小端长度  $l_1$  取 5 mm;轴向冲头取虚拟速度  $V_1=0.5\text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$ .

无反压成形过程支管高度随时间变化,如图 5(a)所示.从图 5(a)可知,在初始阶段,由于橡胶与管坯之间存在间隙,并不马上胀形出支管高度;在中间阶段,支管高度有一个很缓慢的上升;在最后阶段,支管高度随时间呈现出线性变化.中间阶段的支管高度微小,基本可忽略不计,因而可对支管高度随时间的变化进行简化,简化成线性方程,其曲线如图 5(b)所示.

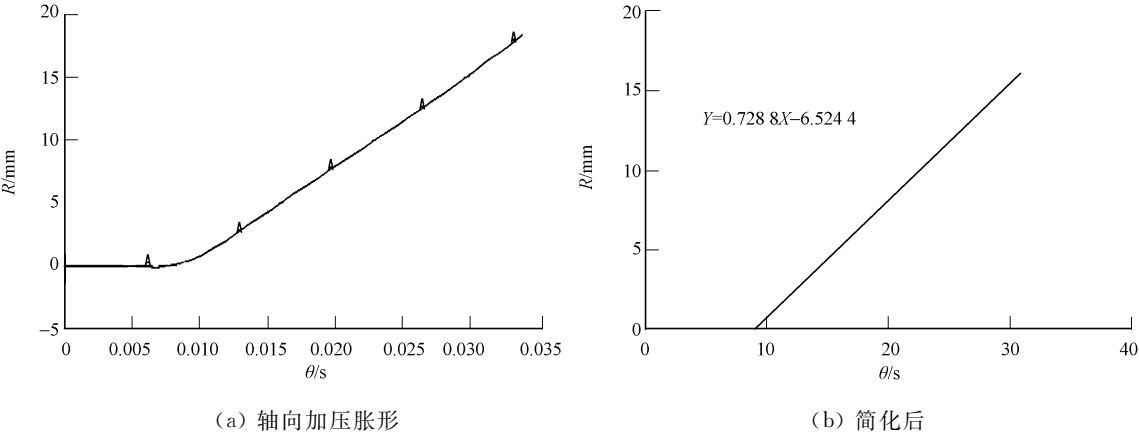


图 5 支管高度随时间变化  
Fig. 5 Development of the branch length

根据支管高度方程进行反压的设计,设计加载路径时考虑反压冲头与支管开始接触时高度  $h_0$  和反压冲头速度  $V_3$  两个因素.其中:高度  $h_0$  开始接触时刻根据式  $Y=0.7288t-6.5244$  进行计算.在这里,取  $h_0=6\text{ mm}$ , $V_3=0.5\text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$ (即  $V_3/V_1=1$ )进行复合胀形分析.

4 复合胀形与轴向加压胀形结果对比

4.1 管件壁厚分析

在 26.4 ms 时刻,管件三通管壁厚分布情况及沿对称剖面上不同位置的壁厚变化情况,如图 6,7 所示.从图 6,7 可以看出,对于轴向加压胀形工艺,支管顶部中心部位的厚度变形量最大,属于危险变形区.此时,轴向加压的三通管已经达到胀形临界要求前,而复合胀形所得到的管件并未达到成形极限.由此可见,反压力  $F_3$  对抵制厚度变薄的显著作用,不仅减少了壁厚的变薄量,增大了材料的变形程度,而且使整个变形区的厚度变得均匀,提高胀形件的质量.

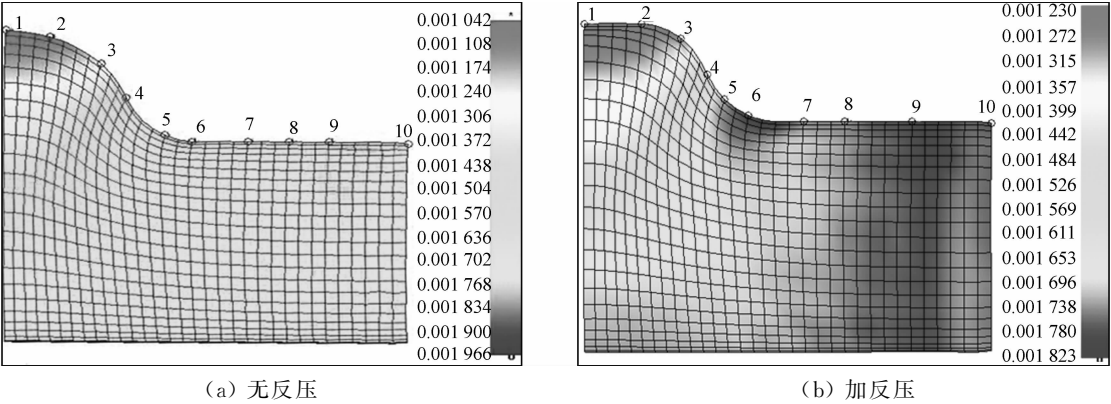


图 6 管件壁厚分布  
Fig. 6 Thickness distribution of tube

对所选的单元进行壁厚变化分析,如图 8 所示. 由图 8 可见,对于轴向加压胀形和复合胀形,单元 2 848,3 234 处的壁厚随时间的变化趋势差异不大;复合胀形的情况,单元 3 184,3 019 处减薄量略有增加;单元 2 839 处减薄量两者均为最大,复合胀形的情况为减薄 21. 638%,明显小于轴向加压胀形(减薄 30%).

4.2 应力应变分析

结合图 6~8 可知,管件壁厚减薄最严重的地方在支管顶部中心部位,管壁增厚部位主要集中在支管与主管交汇圆角处、主管前端部分,而主管前端的增厚可在后处理中切除或机加工处理. 支管与主管交汇圆角处的增厚直接影响物料向胀形区的流动,对支管高度和支管壁厚减薄的影响最大,因而支管顶部中心和支管与主管交汇圆角处是胀形过程危险区域. 故选取相应区域的单元进行应力应变分析. 顶点处的应力变化和等效塑性应变变化,分别如图 9,10 所示.

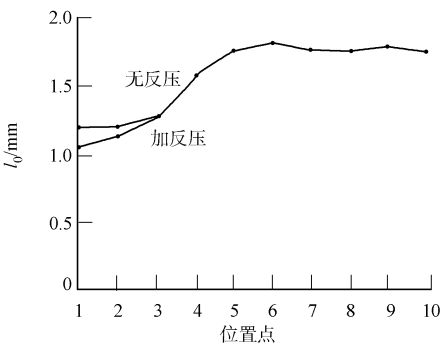
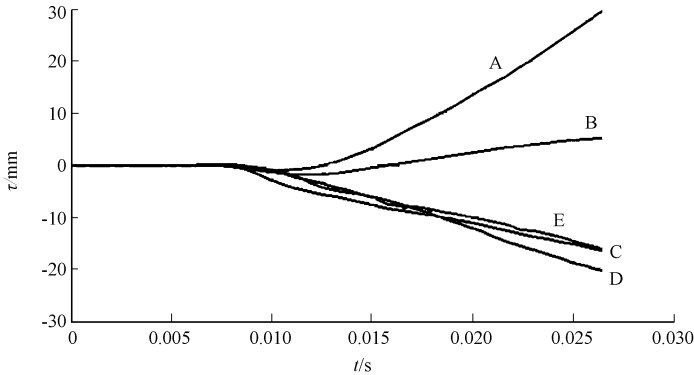
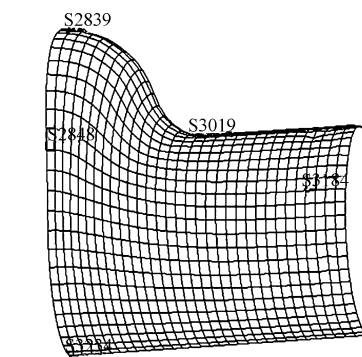
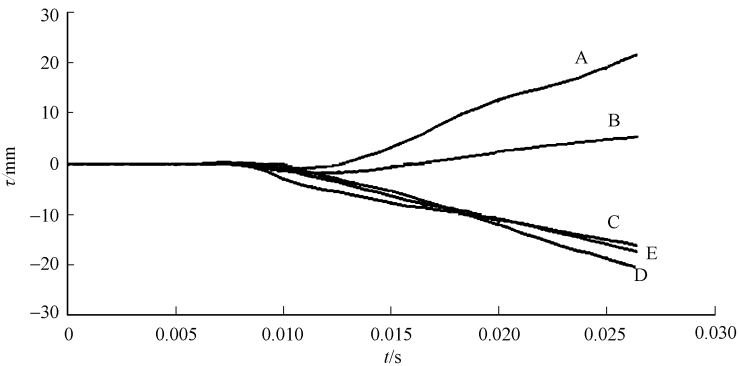
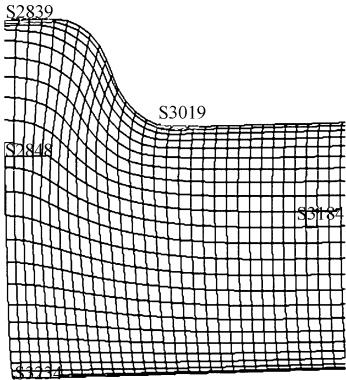


图 7 对称剖面上壁厚分布  
Fig. 7 Thickness distribution on the symmetry plane



(a) 轴向加压胀形



(b) 复合胀形

图 8 单元壁厚变化分析

Fig. 8 Analysis of development of thickness

4.2.1 支管顶部中心部位 此部位是减薄危险区,选取顶点处单元 2 839 进行应力应变分析. 其中:标识 A 为轴向加压胀形;标识 B 为复合胀形.

由图 9 可知,支管顶部受到双向拉应力和单向压应力的作用,这也是此处壁厚变薄的主要原因. 在加反压力之前,两者顶点处的等效应力  $\sigma_1, \sigma_2$  是基本一致;达到  $h_0 = 6 \text{ mm}$  (17. 185 ms) 位置后,开始施加反压,此后 B 点的等效应力  $\sigma_1, \sigma_2$  都有所变小,  $\sigma_1$  从 709. 9 MPa 减小到 632. 0 MPa,  $\sigma_2$  从 589. 7 MPa 减小到 446. 6 MPa. 在整个成型过程,两者的  $\sigma_3$  并无很大差异.

由图 10 可知,  $\sigma_1, \sigma_2$  值的减小使得支管顶部的双向拉应力减小,等效应力值从 658. 2 MPa 减小到 563. 2 MPa,有利于胀形的进行,也使最大应变值明显减小. 这意味着壁厚减薄量的减小,再一次说明复

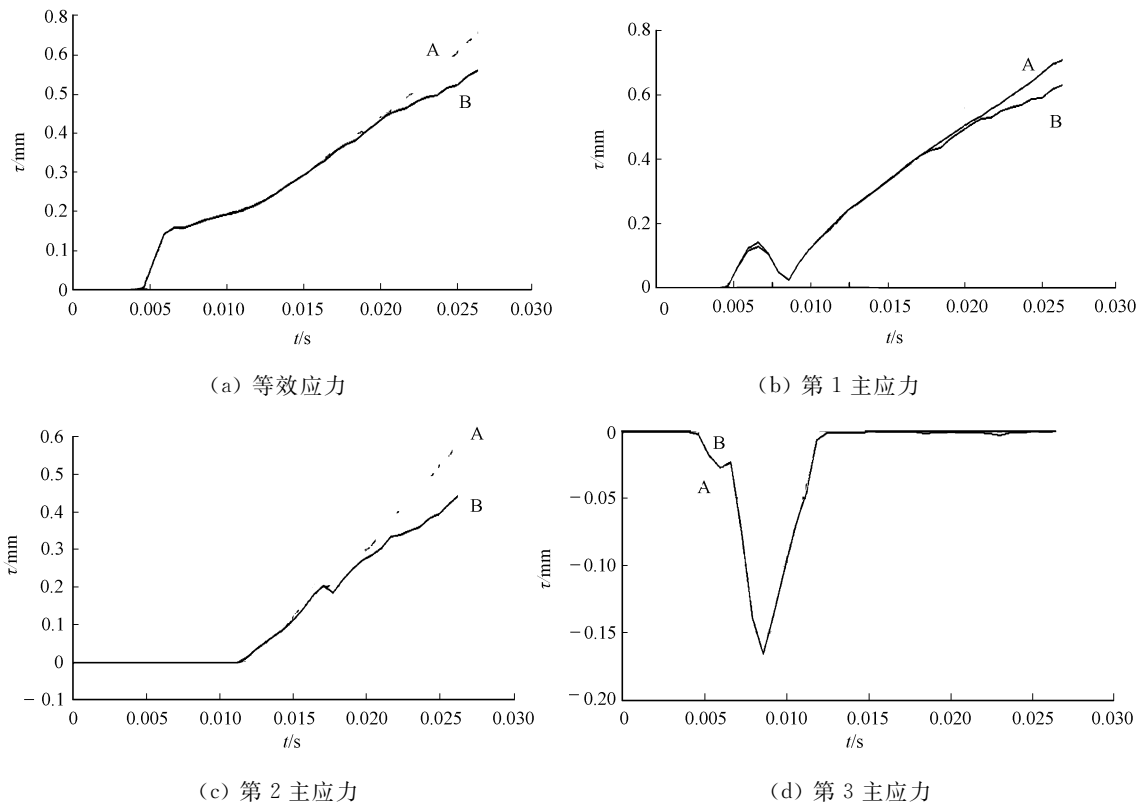


图 9 直管顶点处应力变化

Fig. 9 Development of stress at the branch top

合胀形反压力  $F_3$  有效地延缓壁厚的减薄.

4.2.2 圆角半径处 圆角半径部位是增厚的危险区. 用同样的方法,选取顶点处单元 3 019 进行应力应变的分析. 圆角半径部分受到双向压应力和单向拉应力的作用,这也是此处壁厚增厚的主要原因.

轴向加压胀形和复合胀形在半径圆角处的等效应力、等效应变差异并不明显. 开始施加反压后,  $\sigma_1$  有所变小,但  $\sigma_2$  和  $\sigma_3$  增大,导致等效应力变动不大. 实际上,在复合胀形的情况下,半径圆角处的等效应力、等效应变有略微的增加,但由此导致的壁厚增加在胀形技术要求范围内.

4.3 支管高度变化

在 26.4 ms 时刻,轴向加压的三通管已经达到胀形临界要求,而复合胀形所得到的管件并未达到成形极限. 为了对比两者的最大支管高度,对于复合胀形的情况,加大轴向进给量进行数值分析,直至达到胀形临界条件. 轴向加压胀形和复合胀形的支管高度变化,如图 11 所示.

轴向加压时(A),支管高度增长速度大于复合胀形的情况(B),但随着壁厚减薄的加快,A 先达到胀形临界要求;最终轴 A 所得的支管高度为 12.596 mm,复合胀形所得支管的高度为 14.341 mm. 由此可见,通过复合胀形工艺能获得更大的支管高度.

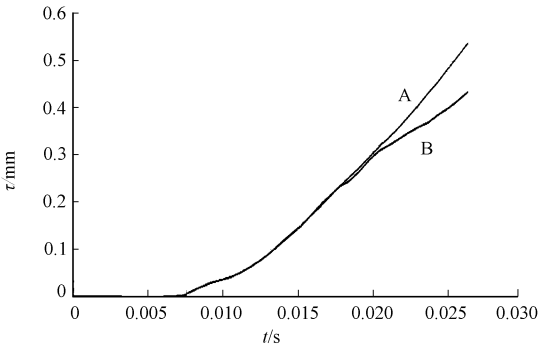


图 10 顶点处等效塑性应变变化

Fig. 10 Development of the effective plastic strain at the branch top

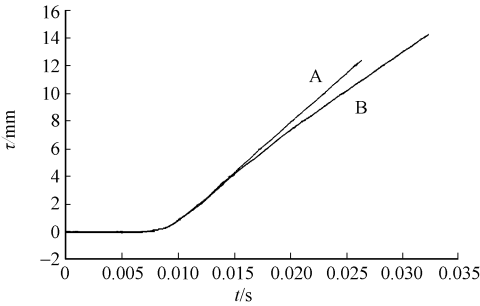


图 11 支管高度变化对比

Fig. 11 Development of comparison at the branch length

5 结论

- (1) 建立三通管胀形有限元模型,结合正交设计方法,对橡胶介质复合胀形多通管坯料参数进行了优化,得到圆角半径  $R=7\text{ mm}$ ,壁厚  $t=1.5\text{ mm}$ ,坯料长度  $l_0=100\text{ mm}$  的坯料参数.
- (2) 对轴向加压胀形时支管高度随时间变化进行线性简化,选择反压冲头与支管开始接触时高度  $h_0$  和反压冲头移动速度  $V_3$  代替反压  $F_3$  的施加,确定了  $h_0=6\text{ mm}$ , $V_3=0.4\text{ m}\cdot\text{s}^{-1}$  的复合胀形方案.
- (3) 通过三通管轴向加压和复合胀形的结果对比,表明复合胀形管件壁厚减薄更缓慢,壁厚分布更均匀,最终得到更大的支管长度.

参考文献:

[1] LI Bing, NYE T J, METZGER D R. Multi-objective optimization of forming parameters for tube hydro forming process based on the taguchi method[J]. Adv Manuf Technol, 2006, 28(1/2): 23-30.

[2] 杨海波, 杨成, 樊百林. 异径四通管液压胀形工艺分析及过程仿真[J]. 北京科技大学学报, 2002, 24(1): 72-75.

[3] MAC-DONALD B J, HASHMI M S J. Finite element simulation of bulge forming of a cross-joint from a tubular blank[J]. Journal of Material Processing Technology, 2000, 103(3): 333-342.

[4] 郑艳丽. 三通管液压胀形的数值模拟[D]. 陕西: 西北工业大学, 2003.

[5] 翟江波. 多通管液压胀形工艺仿真及成形控制模式研究[D]. 陕西: 西北工业大学, 2007.

[6] MAC-DONALD B J, HASHMI M S J. Three-dimensional finite element simulation of bulge forming using a solid bulging medium[J]. Finite Elements in Analysis and Design, 2001, 37(2): 107-116.

[7] SHAN D, KIM Y, LU Y, et al. Characteristics of tee tube forming deformation zone using plastic pressure-building medium[J]. Metals and Materials, 2000, 6(6): 519-524.

[8] 王丽娟, 肖恺伯. 多通管接头塑挤胀形新工艺的研究[J]. 锻压技术, 1998, 33(5): 36-37.

[9] 蔡利芳, 张彦敏, 孙爱学. 紫铜等径长支管三通管复合胀形工艺[J]. 河南科技大学学报: 自然科学版, 2003, 24(1): 30-33.

[10] 高凤玲, 赵伟, 孙爱学, 等. 等径三通管复合胀形工艺及试验研究[J]. 热加工工艺, 2003(6): 19-20.

[11] 高凤玲, 赵伟, 王敏, 等. 长支管 T 型管接头复合胀形试验[J]. 河南科技大学学报: 自然科学版, 2004, 25(1): 26-29.

[12] 夏巨谌, 杨雨春, 胡国安, 等. T 型管接头挤压胀形过程的有限元分析[J]. 锻压技术, 2001(1): 25-28.

[13] 李小妹. 紫铜三通管复合成形关键技术的研究[D]. 湖北: 华中科技大学, 2002.

Simulation of Bulge Forming Process for  
Three-Way Tube Using Rubber Medium

CHEN Zhi-zhong, LIU Bin

(College of Mechanical Engineering and Automation, Huaqiao University, Quanzhou 362021, China)

**Abstract:** Finite element model of three-way tube bulging using rubber medium was established at the software platform of ANSYS/LS-DYNA, and the tubular blank parameters were optimized. Compound bulging process was simulated after the counter balance force being designed on the basis of the axial-compressive bulging. The simulation results of axial-compressive bulging were compared with those of compound bulging, which indicated that slower thinning rate, more uniform thickness and bigger branch height could be got from compound bulging.

**Keywords:** three-way tube; bulging process; numerical simulation; polyurethane rubber; tube blank; axial-compressive

(责任编辑: 陈志贤      英文审校: 崔长彩)