薄壁管轴压胀形关键工艺参数及成形极限

李新军 周贤宾 郎利辉

(北京航空航天大学 机械工程及自动化学院, 北京 100083)

摘 要: 利用粘性介质传压,对薄壁管轴压胀形进行了研究;基于塑性理论和分散性失稳理论,推导了轴对称胀形内压力分布规律,得出了内压加载区间和轴向加载关系;建立了基于载荷控制的加载函数,提出了送料控制方法,优化了加载模式;基于集中性失稳理论,计算了胀形压力极限,建立了均匀变形极限和极限应力比的概念,形成了零件可成形性的基本判据;分析了管材成形过程中应力变化特点,揭示了管材胀形区由拉-压应力状态迅速发展到双向受拉的机理. 通过实验并利用有限元方法对薄壁管轴压胀形过程进行了模拟计算和研究,验证了理论分析结果.

关 键 词: 管材轴压胀形; 内压力; 应力比; 有限元

中图分类号:

文献标识码: A **文 章 编 号**: 1001-5965(2006)04-0475-06

Process parameters and limits in tube hydro-forming with axial feeding

Li Xinjun Zhou Xianbin Lang Lihui

(School of Mechanical Engineering and Automation, Beijing University of Aeronautics and Astronautics, Beijing 100083, China)

Abstract: By using the viscous media, tube hydro forming with axial feeding was investigated. Based on the diffusion instability and plasticity theory, the distribution rules of the internal pressure were indicated and the relationship between the internal pressure and the axial loading were obtained with axial symmetrical part. After creating the loading function to control the loads, the method to control the axial feeding was proposed and the loading mode was optimized. Based on the localized instability theory, the limits of the internal pressure were calculated, and the UDL(uniform deformation limitation) and the concept of LSR(limited stress ratio) were proposed to check the basic workability of parts. After analyzing the features of stress variation during forming, the mechanism that the stress state changes quickly from the tension-compression to the dual-tension was carried out. Through the experiment and numerical simulation, the forming process of the tube hydro forming with axial feeding was conducted and it proves that the results from the theoretical analysis keep a reasonable agreement with the reality.

Key words: tube hydro forming with axial feeding; internal pressure; stress ratio; FEM

1 问题的提出

管材胀形(tube hydro forming)是利用柔性成形介质直接作用于管坯内部进行成形的方法,属于软模成形工艺,具有柔性成形的特点[1,2]. 随着计算机控制技术和超高压流体技术的发展,已经成为加工空心轻体件的先进工艺方法. 与板材和壳体液压成形相比,管材胀形使用的压力更高[3,4],一般达 200 ~ 1 000 MPa. 近年来在汽车、航空、航天等工业中得到广泛的应用.

管材轴压胀形(tube hydro forming with axial feeding)是将直管或预变形的管坯两端密封,放入闭合的模具型腔内,在内压力和两端轴向压力的共同作用下使管坯成形为模具型腔形状的过程,其原理如图 1 所示. 通过建立内压和轴压力的合理匹配关系,探寻适合于具体零件的"最优加载路径",使管材壁厚尽量均匀或获得更大的胀形

收稿日期: 2006-03-28

作者简介: 李新军(1964-),男,湖南双峰人,教授,lixinjun@buaa.edu.cn.

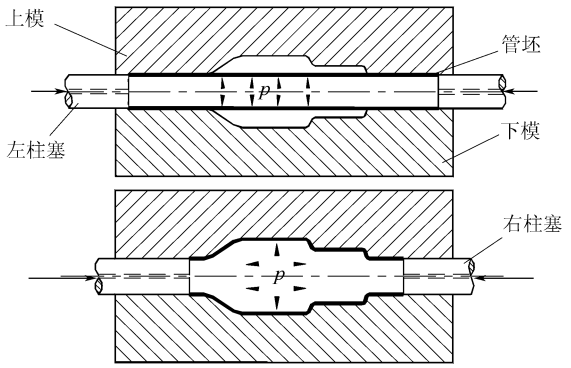


图 1 管材轴压胀形过程

比是研究界和工业界共同追求的目标,也是获得优质产品的关键[5,6].

我国在管材轴压胀形方面的研究和应用成果都有限. 在德、美、日 3 个工业发达的国家,虽然已有不少大型的管材轴压胀形生产线,但仍然需要采用大量的工艺试验来摸索最佳工艺曲线和成形加载方法,效费比低下,在很大程度上阻碍了此项技术的推广与发展[7~9].

以往文献中关于管材拉伸-胀形的分析较多. 为揭示管材轴压胀形的机理并确定关键工艺参数的合理取值范围,本文以轴对称件胀形为对象,对管材轴压胀形中载荷的计算方法及成形极限进行了研究,以期为零件及其成形工艺设计提供基本的技术手段.

2 压力加载区域与成形极限

为简化分析,基于薄膜应力理论和塑性流动理论,通过一系列假设[10],以图 2 所示的圆管轴压胀形作为分析模型来求解薄壁管轴压胀形的加载极限和相互关系,并以分散性失稳理论和集中性失稳理论推导管材均匀变形的胀形极限.

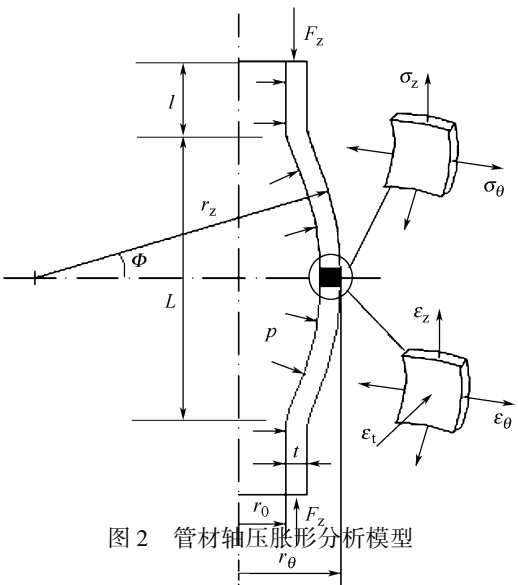


图 2 管材轴压胀形分析模型

管材轴压胀形中,用 $p_{\min}$ 表示使管材变形区开始产生塑性变形的最小内压,用 $p_{\max}$ 表示管材变形区达到分散性拉伸失稳时的最大内压,$\varepsilon_{f\theta}$ 则表示管材周向应变均匀的最大胀形极限.

管材轴压胀形的理想状态是轴向加载 F_z 和内压 p 匹配合理,既保证管壁不因内压过大而胀裂,又维持管材不因轴向压力过大而失稳,产生局部起皱,即实现均匀鼓胀变形,此时一般有 $r_z \gg r_\theta$.

2.1 最小内压 $p_{\min}$

在图 2 中,当管坯变形区刚开始发生屈服时,有 $r_z \to \infty$, $r_\theta = r_0$, $t = t_0$, $\Phi = 0$,此时轴向应力:

$$\sigma_{zy} = \frac{-F_z}{2\pi r_0 t_0} = -\frac{F_z}{A_0} \tag{1}$$

周向应力:

$$\sigma_{\theta y} = p_{\min} r_0 / t_0 \tag{2}$$

其中 r_0, t_0 分别为管坯的初始半径和厚度;A_0 为管坯的初始横截面积.

根据 Hill48 屈服准则,等效应力:

$$\sigma_i = \sqrt{1 - \frac{2r}{1+r}\alpha + \alpha^2} \cdot \sigma_\theta \tag{3}$$

其中 $\alpha = \sigma_z / \sigma_\theta$ 为应力比;r 为材料的厚向异性指数.

材料屈服产生塑性变形时有 $\sigma_i = \sigma_s$,则

$$\left(\frac{F_z}{A_0}\right)^2 + \frac{2r}{1+r} \cdot \frac{F_z}{A_0} \cdot \frac{p_{\min} r_0}{t_0} + \left(\frac{p_{\min} r_0}{t_0}\right)^2 = \sigma_s^2 \tag{4}$$

其中 σ_s 为管材的屈服应力.

由式(4)分析可知,当内压力较小时,需要增大轴压力,从而使管材变形区达到屈服,产生塑性变形;反之亦然.

结合式(3)和式(4)可得管坯变形区刚开始发生屈服时的最小内压:

$$p_{\min} = \frac{1}{1 - \frac{2r}{1+r}\alpha + \alpha^2} \cdot \frac{t_0}{r_0} \cdot \sigma_s \tag{5}$$

对于管材轴压胀形的理想状态,通过 α,式(5)可近似为整个轴压胀形过程中的最小内压.

对于各向同性材料,$r = 1$,有

$$p_{\min} = \frac{1}{1 - \alpha + \alpha^2} \cdot \frac{t_0}{r_0} \cdot \sigma_s \tag{6}$$

在整个变形阶段,α 的可能范围为 $-1 < \alpha < 1$. 管材轴压胀形中,由于轴压的作用,应力状态变化复杂,取决于轴压和内压的匹配. 一般地,随着成形过程的深入,α 将逐渐由负向正增加.

对于自由胀形,开始时无轴向力作用,$\alpha=0$,

$$p_{\min}=\frac{t_0}{r_0}\sigma_s \tag{7}$$

工程上可用式(7)估算自由胀形最小内压.

2.2　最大内压 $p_{\max}$

管材轴压胀形周向应变均匀变化的结束是分散性失稳的开始,实际上也是内压加载失稳的开始. 由于管端约束的作用,胀形过程中应变沿管材轴向连续但分布不均,出现区域性凸肚现象. 在胀形的某瞬间,内压及轴压的联合作用同管材的变形抗力相平衡,其中由图 2 建立力平衡方程可得

$$\frac{\sigma_z}{r_z}+\frac{\sigma_\theta}{r_\theta}=\frac{p}{t} \tag{8}$$

可见,如果保持轴向压力 F_z 不变而增大内压,将会造成加载失稳,此时,管材在凸肚处可能沿母线迅速产生沟槽进入集中失稳而开裂(如图 3 所示). 因此,当分散性失稳发生时,周向承载能力($\sigma_\theta t$)达到 $\mathrm{d}(\sigma_\theta t)=0$,所能施加的内压即为胀形最大压力 $p_{\max}$.

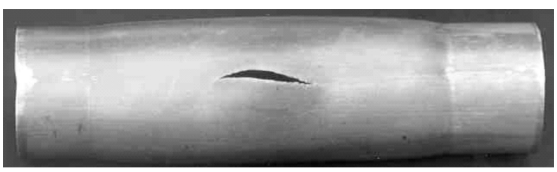


图 3　纵向破裂现象

当施加内压达到分散性失稳时,载荷失稳条件近似为 $\frac{\mathrm{d}\sigma_\theta}{\mathrm{d}\varepsilon_\theta}=\sigma_\theta$,可得周向和厚向应变分别为[11]

$$\varepsilon_{f\theta}=\frac{2-\alpha}{3}n$$

和

$$\varepsilon_{ft}=-\frac{1+\alpha}{3}n$$

则

$$r_\theta=r_0\mathrm{e}^{\frac{2-\alpha}{3}n} \tag{9}$$

$$t=t_0\mathrm{e}^{-\frac{1+\alpha}{3}n} \tag{10}$$

对各向同性材料,$r=1$,有下式[11]

$$\varepsilon_{fi}=\frac{2\sqrt{1-\alpha+\alpha^2}}{3}n$$

由式(3)得

$$\sigma_{fi}=\sqrt{1-\alpha+\alpha^2}\,\sigma_{f\theta}$$

根据 Holloman 应力应变关系表达式 $\sigma_{fi}=K\varepsilon_{fi}^n$,则

$$\sigma_{f\theta}=\frac{K}{\sqrt{1-\alpha+\alpha^2}}\left(\frac{2n\sqrt{1-\alpha+\alpha^2}}{3}\right)^n \tag{11}$$

其中　ε_{fi}和 σ_{fi}分别为分散性失稳时等效应变和等效应力;$\sigma_{f\theta}$为达到分散性失稳时周向应力.

对于管材轴压胀形的理想状态,$r_z\gg r_\theta$,由式(8),胀形压力:

$$p\approx\sigma_\theta\frac{t}{r_\theta} \tag{12}$$

将式(9)~式(11)代入式(12)得

$$p_{\max}=K\left(\frac{2n}{3\mathrm{e}}\right)^n\frac{t_0}{r_0}(1-\alpha+\alpha^2)^{n-1} \tag{13}$$

轴压胀形中$-1<\alpha<-1$.

由式(5)和式(13)可见,胀形内压不仅与管料性能参数和几何参数有关,还与应力状态有关.

当 $\alpha=0.5$ 时(平面应变状态 $\varepsilon_z=0$,$\varepsilon_t=-\varepsilon_\theta$):

$$p_{\max}=K\left(\frac{2n}{3\mathrm{e}}\right)^n\frac{t_0}{r_0}0.866^{n-1} \tag{14}$$

对于 t_0 为 1.6 mm,r_0 为 63.6 mm 的 C1010 低碳钢管材,由式(5)和式(13)可以得出管材轴压胀形过程中内压 p 随 α 的变化,如图 4 所示. 不难发现,当 $\alpha=0.5$ 时,发生分散性失稳的内压为最大.

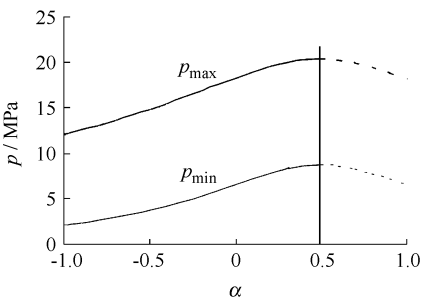


图 4　胀形内压与应力状态的关系

2.3　轴向送给力 F

轴向进给力 F 由 3 个部分构成:柱塞上的液体密封力 F_p、导料区的摩擦力 F_m 以及维持管料塑性变形所需的轴压力 F_z,即

$$F=F_p+F_m+F_z \tag{15}$$

通过分析可以求得:

$$F_p=\pi r_0^2 p$$

$$F_m=\mu\pi dl\left[\frac{F_z}{\pi d\mu l}(1-\mathrm{e}^{-\frac{\mu l}{d}})-\frac{\mu pl}{2d}+p\right]$$

$$F_z=\pi\mathrm{d}t\left(\frac{2}{\sqrt{3}}\sigma_s+\frac{\mu pl}{t}\right)\mathrm{e}^{\frac{\mu l}{d}}$$

其中　l 为瞬时实际导料区长度;μ 为摩擦系数;d 为管材初始外径.

当胀形内压 p 取 $p_{\min}$和 $p_{\max}$之间时,由(15)式即可计算出合理的、对应的轴向加载力 F,并构成

F-p 加载函数,按照此关系控制胀形中的载荷,理论上可以成形出理想的产品.

显然,F_z 保留了 p 的函数特征,但随着 l 减小,管材不断鼓胀,其轴向抗失稳的能力越来越弱,F_z 的作用及补料的效果将不断下降.

2.4 胀形极限 $\varepsilon_{\theta\max}$

内压加载失稳,即 $\mathrm{d}p_{\max}=0$ 时,压力达到极值. 材料达到均匀变形极限 $\varepsilon_{f\theta}=\frac{2-\alpha}{3}n$.

对于轴压胀管,主变形区一般为拉压应变状态,根据 Hill 准则,产生集中性失稳的条件是失稳剖面材料的强化率 $\mathrm{d}\sigma_i/\sigma_i$ 与其厚度的减薄率 $\mathrm{d}t/t$ 恰好互相平衡,即:

$$\frac{\mathrm{d}\sigma_i}{\sigma_i}=-\frac{\mathrm{d}t}{t}=-\mathrm{d}\varepsilon_t \tag{16}$$

由此给出了发生集中性失稳时的等效应变为[12]

$$\varepsilon_{ji}=\frac{(1+r)\sqrt{1-\frac{2r}{1+r}\alpha+\alpha^2}}{1+\alpha}n \tag{17}$$

可得 $$\varepsilon_{\theta\max}=\frac{1+(1-\alpha)r}{1+\alpha}n$$

对各向同性材料

$$\varepsilon_{\theta\max}=\frac{2-\alpha}{1+\alpha}n \tag{18}$$

由式(18),当单向拉伸 $\alpha=0$ 时,$\varepsilon_{\theta\max}=2n$;而当 $\alpha=0.5$,即平面应变状态时,$\varepsilon_{\theta\max}=n$. 可见,当管材变形趋近平面应变或 $\alpha=0.5$ 时,胀形区抗周向破裂的变形能力最弱. 此时,可视为胀形极限状态.

当极限状态 $\alpha=0.5$ 时,胀形极限 $\varepsilon_{\theta\max}=n$,管材轴压胀形最大变形处不出现细颈的周长或者半径为

$$l_{\max}=l_0\mathrm{e}^n$$

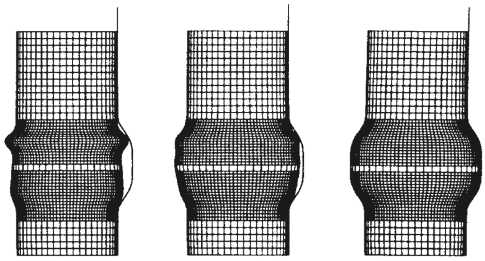
或者 $$r_{\max}=r_0\mathrm{e}^n$$

据此可以近似判断零件的基本可成形性.

3 加载方法及胀形机理

大量按 F-p 加载的试验表明,由于送料端瞬时导料长度、摩擦接触面积等因素的相互影响,胀形中实际摩擦力的大小是不确定的,使得总加载力 F 一定时,F_z 的大小不能对应内压的需要,从而导致送料不够或过多,造成管材破裂或起皱. 因此,采用送料速度 V 或者位移 D 与 p 匹配,建立 D-p 或 V-p 函数,直接控制送料量 D 将使管材轴压胀形加载变得更为简单而可操作[13]. 胀形过程所需要的时间取决于形成胀形内压介质的注充流量.

研究发现,管材轴压胀形一般不能如图 2 那样均匀地产生鼓胀,大部分情况是在内压和轴压作用下,变形首先主要集中在某一局部,构成“储料”,该处贴模成形被限制后,其他部位才逐渐开始胀形,如图 5 所示.



a 数值模拟结果



17.5 MPa 21.4 MPa 145.0 MPa

b 实验结果

图 5 胀形过程的有限元仿真及实验

不难理解,最大鼓胀处轴向应力很快由压应力变为拉应力,从而使变形区管壁轴向处于拉应力状态,即在胀形开始不久,管材胀形区会由轴向受压、周向受拉的拉-压应力状态迅速发展到双向受拉的应力状态.

局部鼓胀后,充液完成整个零件的胀形还需要一定时间,体现在整个胀形加载过程上就是 α 在胀形的初始阶段变化非常快,在后续的胀形中则变化缓慢. 因此,构成对应于某种轴向送料条件下的真实胀形压力极限图将不同于图 4,而是被局部“拉长”成为如图 6 所示[13],实验和分析所用材料为低碳钢 C1010. 图中横坐标反映轴压胀形时间变化或送料活塞的行程,对应着胀形中 α 的变化. 通过图 5、图 6 可以发现,实验及有限元模拟结果非常接近,胀形内压与理论推导结果吻合.

研究还表明,不同零件的轴压胀形不一定都会达到 $\alpha=0.5$ 的极限状态,但超过 $\alpha=0.5$ 胀形的零件一定会很快出现局部细颈甚至破裂.

4 应力状态的验证

本文采用粘性介质传压,在管坯事先填满介

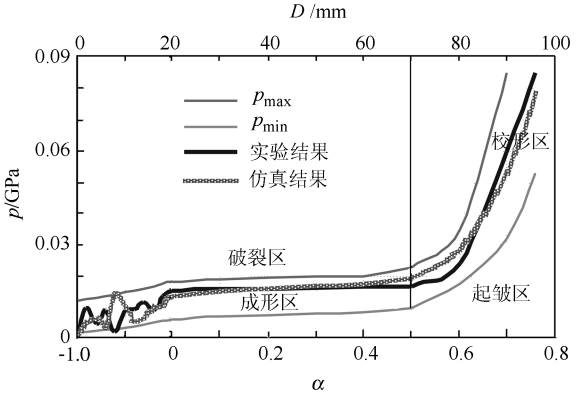
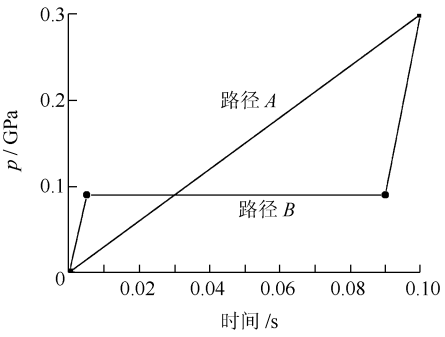


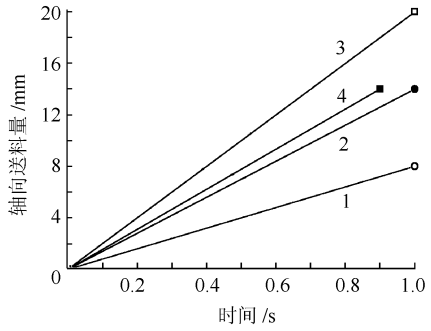
图 6　轴压胀形区域

质后,通过向密闭管腔推入柱塞增大体积来获得和调节胀形内压力. 利用有限元数值模拟,以 C1010 低碳钢管轴对称胀形为例,分析胀形中的应力状态和变化规律.

加载路径如图 7 所示. 图 7a 为内压力加载曲线,其中路径 A 中内压随时间直线增长,路径 B 中内压按一般加载规律简化分段变化,均匀压力值介于 p_{min} ~ p_{max} 之间;图 7b 为轴向送料加载,送料速度均为匀速. 加载路径按表 1 匹配.



a　内压力加载曲线



b　轴向送料量加载曲线

图 7　内压力和轴向进给量加载路径

表 1　加载路径

曲线（图 8、图 9）	加载曲线	
	内压力路径（图 7a）	轴向送料路径（图 7b）
1	A	1
2	A	2
3	A	3
4	A	无
5	B	4

图 8 显示了变形区域中最大胀形部位某单元在成形过程中 α 的变化,图 9 显示了该单元壁厚的变化情况. 可以看出,无论采用何种加载路径,当 α 接近 0.5 时,如继续变形,壁厚将急剧变薄,乃至破裂;此时,即使加快轴向送料速度,也不会改变壁厚的变薄趋势,故送料时间必须提前. 曲线 4 为管材纯胀形,其变形结果明显不如轴压胀形. 改变加载模式,曲线 5 显示在内压满足 p_{min} ~ p_{min} 之间的情况下进行必要补料,α 始终小于 0.5,即使最后出现了大于 0.5 的情况,此时管壁也已贴模,其壁厚都大于 1.5 mm,没有造成破裂.

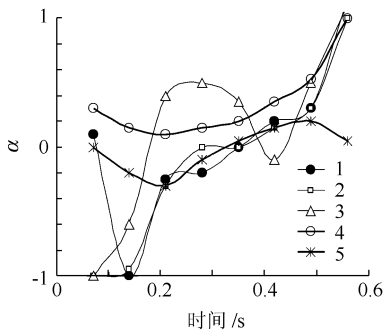


图 8　轴压胀形中 α 的变化

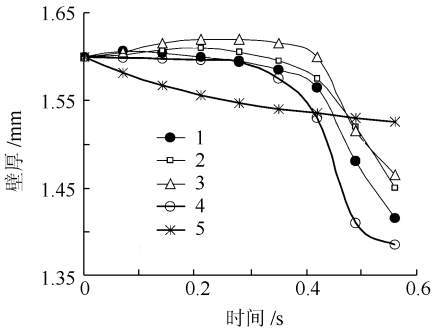


图 9　轴压胀形中壁厚的变化

采用不同的材料,模拟结果都验证了上述关于应力比与成形极限之间的关系. 同时看出,加载路径的设计和优化至关重要,讨论中的内压加载路径 A 由于超出了 p_{max},任何轴向补料都必然产生破裂,而先补料再增内压的方式可以用来顺利成形.

5 结 论

以上理论分析、有限元计算和利用粘性介质对管材进行轴压胀形载荷和成形极限的实验研究结果吻合,得出如下结论:①所建立的胀形内压上限 p_{max} 和下限 p_{min} 区间,可以作为轴对称件轴压胀形加载函数的设计依据;②采用送料速度 V 或者位移 D 与内压匹配,建立 D-p 或 V-p 函数来控制送料量 D,可使轴压胀形的加载控制简化而可靠;③胀形应力比理想取值范围为 $-1<\alpha<0.5$. 在达到 $\alpha=0.5$ 的变形情况下,继续变形将出现明显的局部细颈甚至破裂,以此可近似判断零件的基本可成形性;④在轴压胀形的初始阶段,轴向压力对提高胀形极限有明显效果,在胀形后续阶段,轴压的作用将明显降低.

参考文献(**References**)

[1] Harjinder Singh. Fundamentals of hydroforming[M]. Society of Manufacturing and Engineering, 2003

[2] Vollertsen F. State of the art and perspectives of hydroforming of tubes and sheets[J]. J Mater Process Technol, 2001,17(3): 321~324

[3] Dohmann F. Introduction of the processes of hydroforming[C]. Proceedings of International Conference on Hydroforming, Stuttgart, 1999. 1~23

[4] Vollertsen F, Prange T, Sander M. Hydroforming: needs, developments and perspectives[C]. Proceedings of 6th International Conference on Technology Plasticity, Advanced Technology of Plasticity 6, Berlin, Germany, 1999. 1197~1210

[5] Luker H U, Hartl C H, Abbey T. Hydroforming[J]. J Mater Process Technol, 2001, 115:87~91

[6] Manabe K, Mori S, Suzuki K, *et al*. Bulge forming of thin walled tubes by micro-computer controlled hydraulic press[A]. Proceedings of the 1st International Conference on Technology of Plasticity, Advanced Technology of Plasticity Ⅰ[C], 1984. 279~284

[7] Manabe K, Amino M. Effects of process parameters and material properties on deformation process in tube hydroforming[J]. J Mater Process Technol, 2002, 123: 285~291

[8] Dohmann F, Hartl C. Hydroforming—a method to manufacture lightweight parts[J]. J Mater Process Technol, 1996, 60: 669~676

[9] Lang L H, Danckert J, Nielsen K B. Analysis of key parameters in sheet hydroforming combined with stretching forming and deep drawing[J]. Journal of Engineering Manufacture Proceedings of the IMechE, Part B, 2004, 218: 845~856

[10] Fuchizawa S, Takeyawa H. Study on bulge forming of thin-walled cylinder[J]. J Japan Soc Precision Eng, 1971. 37:8~22(in Japanese)

[11] Hiroi T, Nishimura H. Bulging limit of thin-walled aluminum tubes with a surface defect[A]. Advanced Technology of Plasticity[C], 1993. 527~532

[12] Fuchizawa S. Influence of strain-hardening exponent on the deformation of thin-walled tube of finite length subjected to hydrostatic internal pressure[A]. Advanced Technology of Plasticity [C], 1984. 297~302

[13] Li X J, Sutter L K, Ahmetoglu M, *et al*. Hydroforming of tube with viscous medium-tool design process simulation and experiment[R]. ERC/NSM Report No. ERC/NSM/Consortium-97-R-011, 1997

(上接第474页)

在 μc/os-Ⅱ平台上实现了该系统,并在车床上进行了切削加工和环境适应能力测试以及静电放电抗干扰试验. 试验结果证明该系统具有很高的可靠性和实用价值.

参考文献(**References**)

[1] Labrosse Jean J. μC/OS The real-time Kernel[M]. USA: R&D Publications, 1992

[2] ARM Product Backgrounde[EB/OL]. http://www.arm.com/miscPDFs/3823.pdf

[3] Gupta R, Micheli G De. System-level synthesis using re-programmable components[J]. Microprogramming and Microprocessing, 1989,27:239~244

[4] Emst R, Henkel J. Hardware-software codesign of embedded controllers based on hardware extraction[J]. Handouts of the International Workshop on Hardware-Software Co-Design, 1992, (9):309~314

[5] Barros E. Xiong X, Rosenstiel W. Hardware/software partitioning with unity[J]. Handouts of International Workshop on Hardware-Software Co-Design, 1993,(10):10~14

[6] 陈友东,樊 锐,陈五一,等. 基于RT-Linux开放式数控系统研究[J]. 中国机械工程,2003,14(16):1419~1422
Chen Youdong, Fan Rui, Chen Wuyi, *et al*. Exploration of open architecture CNC system software based on RT-Linux[J]. China Mechanical Engineering, 2003, 14(16): 1419~1422(in Chinese)

[7] Chen Youdong, Wang Tianmiao, Wei Hongxing, *et al*. Machine tool controller based on MC/OS-II[A]. Progress of Machining Technology-Proceedings of the Seventh International Conference on Progress of Machining Technology, ICPMT2004[C]. 2004. 551~554