

壁厚对金属圆管撕裂卷曲耗能影响的研究¹⁾

王 蕊²⁾ 秦庆华 程国强 张善元

(太原理工大学应用力学研究所, 太原 030024)

摘要 对置于锥型刚性底座上内径 D 为 54.4 mm 的 7 种不同壁厚 A3 无缝圆钢管, 在轴压作用下撕裂卷曲破坏进行了较为系统的实验研究. 实验过程中记录了载荷 - 位移曲线, 并得到试件螺旋状残余变形模态. 对实验结果的分析中认为耗散能主要由撕裂能、塑性弯曲变形能和摩擦能 3 部分构成. 分析结果表明, 圆管壁厚对撕裂能和塑性弯曲变形能在总能耗中所占比例的影响较明显, 对摩擦能所占比例的影响甚微.

关键词 金属圆管, 塑性卷曲, 韧性撕裂, 摩擦耗能, 吸能装置

中图分类号: O347.3 文献标识码: A 文章编号: 0459-1879(2005)02-0244-06

引 言

能量吸收装置作为抗撞毁部件使用于飞机、汽车等高速运载工具上, 以保护人和重要结构物在意外撞击中的安全. 薄壁金属管件由于其良好的吸能特点常被用来制作能量吸收装置. 已有的研究^[1]表明, 管的撕裂卷曲破坏在吸能效果上比破碎、轴向屈曲或翻转更有效, 同时还具备有效行程长和冲击力平稳的特点. 随后, Strong 等^[2]通过对放在有圆柱形诱导模具和平台式刚性底座上, 壁厚为 1.6 mm 方截面铝管的研究, 发现当卷曲半径相同时, 外力几乎相等, 3 种能耗中塑性弯曲变形能和摩擦能是主要的能耗因素. Lu 等^[3]在 INSTRON 实验机上对 MS0.91 低碳钢和 AL1.20 铝合金方管进行了研究, 针对性地估计了方管撕裂卷曲时撕裂能的具体数值, 并得到一个经验公式. Reddy 和 Reid^[4]对壁厚为 1.6 mm 的 HT30 铝制圆管进行了实验研究和理论分析, 实验采用了特制的喇叭口型模具, 得到了试件裂片沿轴向卷曲的撕裂卷曲残余变形模态, 通过分析得出主要的吸能因素为塑性弯曲变形能和摩擦能.

已有的研究注意力大都放在撕裂卷曲的能耗机理及某些影响能耗的因素上, 如材料质、裂条数量和锥台角度等. 考虑到壁厚是圆管结构的重要参数, 本文将着重考察壁厚对金属圆管撕裂卷曲破坏模态及其能量吸收性能的影响, 以便为该类能量吸收装

置设计时几何尺寸的选择提供一些技术依据. 为此对相同内径、厚度从 0.43~3.00 mm 的 7 种不同壁厚圆管, 在其他条件相同的情况下进行了轴向撕裂卷曲破坏的实验研究和能耗的近似分析. 实验过程中记录了载荷 - 位移曲线, 得到了试件的变形模态. 借助能量平衡原理得出了压力稳定值的表达式, 其计算结果与实验值吻合较好, 误差不大于 10%.

1 实验装置与试件

实验装置如图 1 所示, 实验设备配置有 WES-1000 数显液压万能试验机、3036 型 X-Y 函数记录仪和 TDS-420A 数据采集系统. 实验采用 45# 钢加工的刚性锥台, 半锥角为 45°, 并经热处理. 刚性锥台置于试验机的刚性工作台上, 试件开预制槽的一

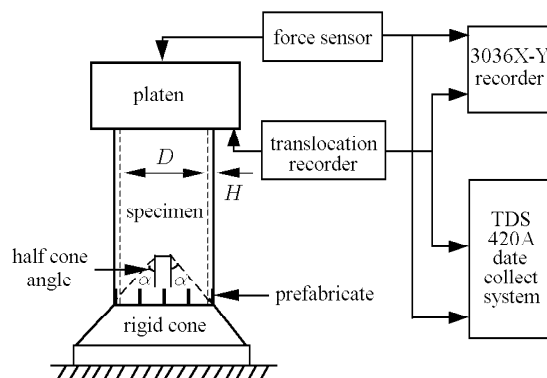


图 1 实验装置简图

Fig.1 The sketch of experiment device

2003-12-03 收到第 1 稿, 2004-12-28 收到修改稿.

1) 国家自然科学基金 (10472076) 和山西省自然科学基金 (20031011) 资助项目.

2) E-mail: wangruimao@yahoo.com.cn

端套在刚性锥台上,通过万能试验机施加轴力, TDS-420A 数据采集系统记录载荷位移信号,同时 3036 型 X-Y 函数记录仪绘制载荷 - 位移曲线。

实验试件采用同批钢材制成的长为 110 mm, 内径 $D = 54.4$ mm, 壁厚分别为 0.43 mm, 0.75 mm, 1.00 mm, 1.50 mm, 2.00 mm, 2.50 mm 和 3.00 mm 的

7 组无缝 A3 圆钢管, 并在一端开 6 个 4.00 mm 深的诱导槽以减少开裂时的初始压力. 为防止管子倾倒, 在管底套有直径为 54.00 mm 的刚性内芯, 其高度为 20.00 mm. 实验中圆管的轴向位移 (s) 控制在 70 mm 左右. 试件材料的化学成分、力学性能由实验测得, 具体数值见表 1.

表 1 试件的化学成分和力学性能

Table 1 Chemical composition and mechanical properties of the specimens

Chemistry components	C	Si	Mn	P	S	Cr	Ni	Cu	Al
Proportion	0.22	0.10	0.45	0.011	0.018	0.020	0.040	0.080	0.00
Yield stress Y/MPa	Strength limit σ/MPa		Stretch ratio $\delta/\%$		Elastic modular E/GPa				
337	477		24		208				

2 实验结果分析

图 2 显示了试件在准静态轴压作用下的撕裂卷曲过程; 图 3 为不同壁厚试件的载荷 - 位移曲线. 由两图可看出, 圆管受轴压作用后, 首先将沿锥台表面向下滑移, 使试件管壁发生周向扩张, 此时载荷迅速增长, 当裂口产生时, 压力上升到峰值, 随后裂纹沿轴向迅速扩展, 裂片卷曲, 压力进入平稳阶段. 比较图 3 可以看到, 壁厚为 0.43 mm 的试件, 载荷的峰值不很明显, 进入平稳阶段后出现了许多的振动, 并且在轴向位移达到 50 mm 左右时载荷的值有一个明显的增加; 对于壁厚为 0.75 mm 到 2.50 mm 的试

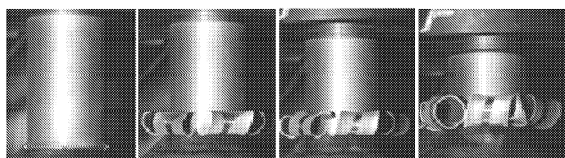


图 2 试件撕裂卷曲过程图 (壁厚 $H = 1.00$ mm)

Fig.2 The splitting and curl process of the specimens
(thickness $H = 1.00$ mm)

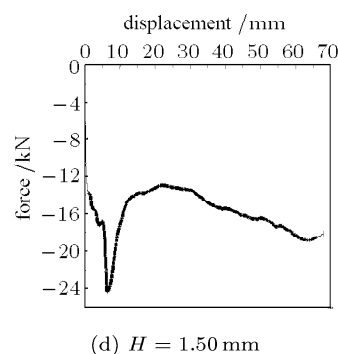
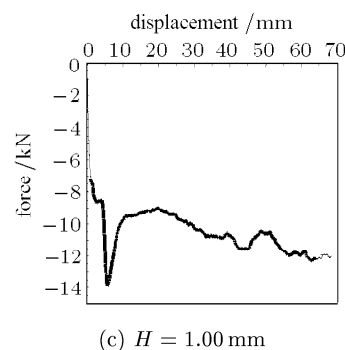
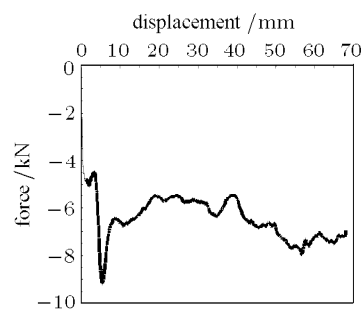
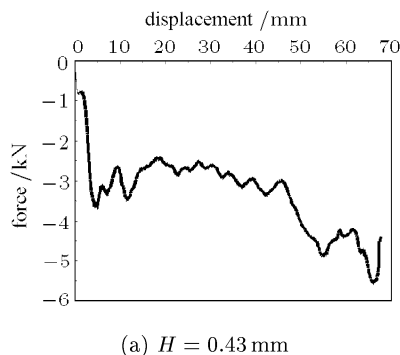


图 3 不同壁厚试件的载荷 - 位移曲线

Fig.3 The load-displacement curves of the specimens
with the different wall thickness

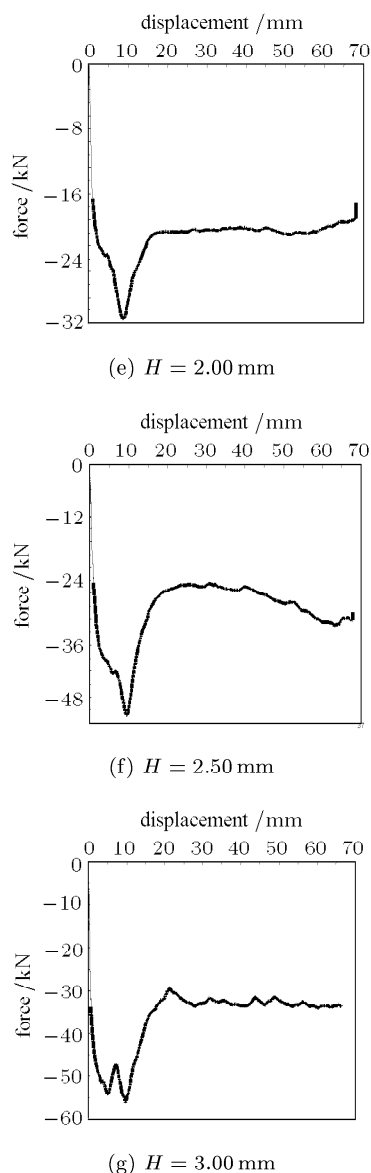


图 3 不同壁厚试件的载荷 - 位移曲线 (续)

Fig.3 The load-displacement curves of the specimens with the different wall thickness (continued)

件载荷峰值只出现了一个, 载荷稳定值与峰值的差随壁厚的增加而增加; 壁厚为 3.00 mm 试件的载荷 - 位移图出现了两个峰值, 载荷进入稳定阶段的值较为稳定. 不同壁厚试件的载荷 - 位移图形式基本一致: 初始时刻有峰值出现, 随后进入稳定阶段, 但载荷的稳定值随壁厚的增加而增大.

图 4 给出了试件撕裂卷曲残余变形模态. 比较不同壁厚试件的破坏模态可以看到当壁厚为 0.43 mm 时, 圆管裂片的开裂方向与母线基本平行, 呈六边形. 比较图 4 可以看到, 随试件壁厚的增加, 裂片的卷曲方向与母线夹角逐渐增大, 并近似趋于 45° , 环向变形呈现出一种螺旋形式, 与以往报道的试件裂

片沿轴线发生卷曲有所不同, 即随壁厚的增加试件轴向螺旋型残余变形趋势更加明显. 裂片卷曲半径随壁厚的增加而增加. 壁厚为 0.75 mm 的试件在实验限定位移内卷曲圈数多于一圈; 壁厚为 1.50 mm 的试件刚好卷完一圈; 而壁厚为 3.00 mm 的试件裂片未能卷成一圈. 图 4 中试件裂片上光亮的部分是由于试件与锥台表面摩擦造成的, 从图中可以看到, 壁厚小于 2.00 mm 的试件, 光亮部分主要集中在裂片中部; 壁厚大于 2.00 mm 的试件, 光亮部分分布在裂片的中部和边缘.

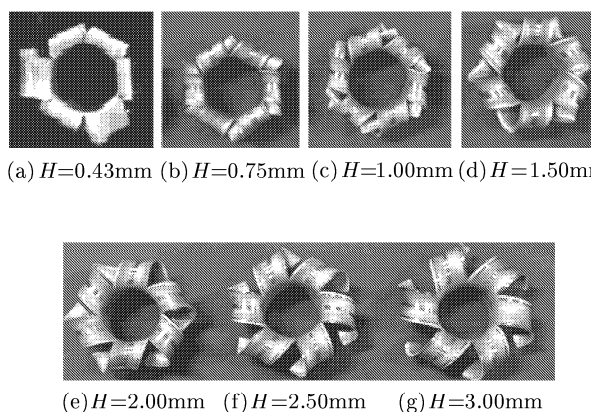


图 4 试件撕裂卷曲残余模态图

Fig.4 The deformation modes of the specimens

3 理论分析

基于以上实验观察, 金属圆管在轴向撕裂卷曲破坏过程中外力所做的功将主要耗散于试件撕裂口附近的撕裂能 (W_t)、远离裂口的塑性弯曲变形能 (W_p) 和试件与锥台间摩擦力产生的摩擦能 (W_f). 即

$$W = W_p + W_f + W_t \quad (1)$$

$W = Fs$ 为外力所做的功, F 为压力的实验稳定值, s 为试件的轴向位移, 近似于裂片卷曲长度.

塑性弯曲变形能为

$$W_p = M_P \phi = 2nYr^2H \frac{\left(2 \sin \frac{\pi}{2n} - \sin \frac{\pi}{n}\right)}{R} s \quad (2)$$

其中 $M_P = 2YHr^2 \left(2 \sin \frac{\pi}{2n} - \sin \frac{\pi}{n}\right)$ 为截面塑性弯矩, Y 为材料屈服应力, H 为圆管壁厚, r 为圆管的内半径, n 为裂口个数, ϕ 为中性轴转过的角度.

摩擦耗散的能为

$$W_f = \frac{\mu Fs}{\sin \alpha + \mu \cos \alpha} \quad (3)$$

其中 $\mu = 0.2$ 为摩擦系数, α 为锥台锥角.

圆管撕裂属韧性断裂破坏, 可用 COD 准则来描述, 当裂缝尖端处张开位移 COD 达到临界位移值 δ_c 时裂口产生, δ_c 与管的厚度、材料断裂应变及应力分布等因素有关. 为简化计算, 近似采用 $\delta_c = II^{[5]}$, 由此可得撕裂能为

$$W_t = \int_s Y H \varepsilon_\theta 2\pi r ds = Y n H^2 s \quad (4)$$

由式 (1)~(4) 最终可得

$$F = \frac{\sin \alpha + \mu \cos \alpha}{\sin \alpha - \mu(1 - \cos \alpha)} \cdot \left[\frac{2nYr^2H \left(2 \sin \frac{\pi}{2n} - \sin \frac{\pi}{n} \right)}{R + r \left(1 - \cos \frac{\pi}{2n} \right)} + nYH^2 \right] \quad (5)$$

利用式 (5) 对力的稳定值进行估算, 其结果与实验值吻合较好, 误差不大于 10%(见表 2). 对本实验进行理论分析其结果显示: 当试件壁厚从 0.75 mm 变化到 3.00 mm 时, 撕裂能占总能耗的比例将从 17.4% 变化到 57.9%, 塑性弯曲变形能所占比例将从 70% 变到 28.1%, 而摩擦能所占比例保持在 15% 左右.

表 2 实验及理论分析结果对比表

Table 2 The comparison of the results between experimental study and theoretical analyses

Number	1	2	3	4	5	6	7
thickness H /mm	0.43	0.75	1.00	1.50	2.00	2.50	3.00
displacement s /mm	67.83	68.12	68.38	67.97	68.15	67.90	69.66
F /kN (experiment)	2.5	6.64	9.16	14.20	18.20	23.33	33.26
F /kN (theory)		7.14	9.32	13.5	19.77	25.95	33.77
curl radius R		8.63	9.69	12.65	13.63	15.80	17.90
W /J	224.41	429.2	626.4	965.7	1 240.3	1 762.0	236.8
W_p /J		311.7	371.6	424.4	526.8	646.9	614.3
W_t /J		77.5	138.3	309.23	551.2	858.1	1 267.7
W_f /J		56.9	82.2	133.8	162.7	257.0	303.9
W_p/W (%)		69.9	62.8	48.9	42.4	36.7	28.1
W_t/W (%)		17.4	23.4	35.7	44.4	48.7	57.9
W_f/W (%)		12.7	13.8	15.4	13.2	14.6	14.0

4 结果与讨论

(1) 在本实验中, 观察到试件的撕裂卷曲方向并非沿管壁母线方向, 而是沿与母线成一定角度的方向卷曲成螺旋型模态, 且随壁厚的增加偏离角度增大, 逐渐趋于 45° . 这是个很有趣的现象, 其形成机制应基于进一步利用弹塑性断裂力学研究裂口尖端附近应力场和应变场的分布, 以确定裂纹扩展趋向.

(2) 从试件残余变形模态可看出, 随试件壁厚的增加, 卷曲半径增大, 卷曲曲率减小. 但当壁厚 H 较小时, 如本实验中 $H = 0.43$ mm 的试件, 裂片由于失稳而发生皱曲, 这也是本实验中观察到的新现象.

(3) 除 $H = 0.43$ mm 试件外, 其余壁厚试件的载荷 - 位移曲线均在加载初期有个载荷峰值出现, 之后便进入平稳阶段. 因此用带有预制诱导槽的圆管撕裂卷曲破坏模式来发展能量吸收装置是稳定可靠的.

(4) 对实验结果的分析结果表明, 随壁厚的变

化, 撕裂能 W_t 和塑性弯曲变形能 W_p 在总能耗中所占比例有明显变化, 而对摩擦能 W_f 的影响不大. 增加壁厚, 撕裂能所占的比例增大, 而塑性弯曲变形能所占比例降低, 这种变化原因一是壁厚增加, COD 临界值 δ_c 增加, 二是壁厚增加, 卷曲曲率半径增大.

参 考 文 献

- 1 余同希. 利用金属塑性变形原理的碰撞能量吸收装置. 力学进展, 1986, 16(1): 28~37 (Yu Tongxi. Impact energy absorbing devices based upon the plastic deformation of metallic of metallic elements. *Advances in Mechanics*, 1986, 16(1): 28~37 (in Chinese))
- 2 Strong WJ, Yu TX, Johnson W. Long stroke energy dissipation in splitting tubes. *International Journal of Mechanical Sciences*, 1983, 25(9-10): 637~647
- 3 Lu G, Ong LS, Wang B, et al. An experimental study on tearing energy in splitting square metal tubes. *International Journal of Mechanical Sciences*, 1994, 36(12): 1087~1092

4 Reddy TY, Reid SR. Axial splitting of circular metal tubes. *International Journal of Mechanical Sciences*, 1986, 28(2): 111~131

5 Huang X, Lu G, Yu TX. On the axial splitting and curling of circular metal tubes. *International Journal of Mechanical Sciences*, 2002, 44: 2369~2391

RESEARCH FOR THE INFLUENCE OF THICKNESS ON THE ENERGY DISTRIBUTION OF SPLITTING AND CURLING CIRCULAR STEEL TUBE¹⁾

Wang Rui²⁾ Qin Qinghua Cheng Guoqiang Zhang Shanyuan

(*Institute of Applied Mechanics of Taiyuan University of Technology, Taiyuan 030024, China*)

Abstract This paper reports the experimental studies and theoretical analyses on axial splitting and curling of A3 steel tubes with different thickness on a conical die. Seven groups of metal circular tubes, with diameter $D = 54.4$ mm, are used as the text specimens. The force-compression curves and deformation modes of specimens are recorded. Three energy dissipation mechanisms are involved: tearing energy, plastic bending energy and friction energy during the specimens deformation. Theoretical analyses find that the influence of tube-thickness on the ratios of tearing energy and the plastic energy to the total energy is considerable and on the ratio of frictional energy to the total energy is slight.

Key words circular steel tube, plastic curl, flexible splitting, friction consume, absorbing-energy equipment

Received 3 December 2003, revised 28 December 2004.

1) The project supported by the National Natural Science Foundation of China (10472076) and Natural Science Foundation of Shanxi province (20031011).

2) E-mail: wangruimao@yahoo.com.cn