

DOI: 10.11883/bzycj-2019-0063

# 不同晶粒度无氧铜管在爆轰加载下的 膨胀及断裂特性\*

沈 飞, 王 辉, 屈可朋, 张 皋

(西安近代化学研究所, 陕西 西安 710065)

**摘要:** 采用平均晶粒尺寸分别为 100~300  $\mu\text{m}$  和 20~30  $\mu\text{m}$  的两种软态无氧铜加工成  $\varnothing 25$  mm 圆筒试验用标准铜管, 通过高速扫描摄影法对比了 JO-159 加载下两种铜管膨胀位移、比动能曲线的差异; 通过分幅摄影法获取了 JO-159、TNT 加载下铜管的断裂过程, 并对比了断裂时间、裂纹扩展方向、破片形状等方面的差异。结果表明: JO-159 加载下, 细晶铜管虽然延展性较好, 但内部少量缺陷会形成明显的孤立增长的孔洞, 使得铜管的有效膨胀位移仅略大于粗晶铜管, 且两种铜管比动能的相对偏差小于 1%; 粗晶铜管断裂时首先出现较多随机分布的孔洞, 随着炸药猛度的增大, 其孔洞的数量增多, 裂纹由母线方向变为复杂交错状, 破片由条形变为碎散形, 但两种工况下的断裂直径均达到初始直径的 3 倍, 满足圆筒试验的基本要求。

**关键词:** 无氧铜管; 晶粒尺寸; 爆轰加载; 膨胀; 断裂

中图分类号: O389; TJ55

国标学科代码: 13035

文献标志码: A

## Expansion and fracture characteristics of oxygen-free copper tubes with different grain sizes under detonation loading

SHEN Fei, WANG Hui, QU Kepeng, ZHANG Gao

(Xi'an Modern Chemistry Research Institute, Xi'an 710065, Shaanxi, China)

**Abstract:** Two kinds of soft oxygen-free copper tubes with average grain size of 100–300 micron and 20–30 micron were used to fabricate standard copper tubes for  $\varnothing 25$  mm cylinder test. The differences of expansion displacement and specific kinetic energy curves of the two kinds of copper tubes under JO-159 loading were compared using high-speed scanning photography. The fracture process of the copper tube under JO-159 and TNT loading was obtained using framing photography, and the differences in fracture time, crack propagation direction and fragment shape were compared. The results show that under JO-159 loading, although the fine-grained copper tubes have good ductility, a small number of internal defects initiate obvious isolated growth holes, leading to slightly larger effective expansion displacement of copper tubes than that of the coarse-grained copper tubes, with a smaller relative deviation of the specific kinetic energy between the two kinds of copper tubes than 1%. There are many randomly-distributed holes when the coarse-grained copper tube is broken. With the increase of the explosive intensity, the number of holes increases. Cracks switch from longitudinal propagation mode into complex networked mode and fragments change from strip to fragmented shape. However, the fracture diameters under both conditions reach three times of the initial diameter, which meets the basic requirements of a cylinder test.

**Keywords:** oxygen-free copper tube; grain size; detonation loading; expansion; fracture

圆筒试验是用于评估炸药作功能力及确定爆轰产物状态方程的常用标准试验, 为了确保试验数据的有效性或获取更充分的试验信息, 一般要求铜管直径增至初始直径的 3 倍时, 其壁面不能发生贯穿性

\* 收稿日期: 2019-03-01; 修回日期: 2019-09-17

基金项目: 国防技术基础研究计划(JSJL2016208A011)

第一作者: 沈 飞(1983—), 男, 硕士, 副研究员, shenf02@163.com

破裂<sup>[1]</sup>,这对铜管的材质性能及加工工艺均提出了较高的要求。铜管的材料一般选用经退火处理的无氧铜,其中,无氧铜的晶粒度作为铜管延展性能的重要影响因素之一,在材质选择和处理过程中受到密切关注,LANL实验室曾针对 $\varnothing 25$  mm标准铜管建议平均晶粒尺寸为 $25\sim 30\ \mu\text{m}$ 。目前,无氧铜的晶粒细化主要是通过对棒料进行二次锻造实现,工艺较为复杂,尤其是对于大尺寸铜管所需的棒料,其加工难度较大,有时存在明显的粗晶或晶粒不均匀现象,那么这种无氧铜加工成的铜管是否能满足圆筒试验要求,还需要从两个方面进行分析,即晶粒度对铜管断裂过程和炸药驱动性能表征参量的影响。

粗晶或晶粒不均匀一般会导致材料拉伸过程中的损伤增加<sup>[2-3]</sup>,更易形成裂纹或断裂,但在铜管的膨胀过程中,材料性能与爆炸加载应力存在相互耦合作用,并共同决定着管壁的断裂表现<sup>[4]</sup>,因此,判断这种铜管的断裂直径是否能达到初始直径的3倍,还需要相应的试验验证。而目前关于这方面的试验研究主要针对钢、铝合金等材质的管状结构<sup>[5-6]</sup>或不满足圆筒试验相似准则的铜管结构<sup>[7-10]</sup>,其试验结果难以借鉴。另一方面,无氧铜的晶粒尺寸增大时,高应变率下的流动应力及应变能有时相对偏低<sup>[11]</sup>,可能会造成炸药驱动性能表征参量(如,比动能、格尼速度等)发生明显的变化,但是否会对圆筒试验结果造成显著影响,还需要进行对比试验验证。

鉴于此,本研究采用两种具有不同晶粒度的软态无氧铜,加工成 $\varnothing 25$  mm圆筒试验用的标准铜管,通过高速扫描方法分析JO-159炸药爆轰加载下两种铜管的膨胀位移、比动能等曲线的差异;采用分幅相机观察铜管的断裂过程,分析两种铜管断裂直径、断裂方式等方面差异,以期能为圆筒试验用铜管的材质选择及加工工艺改进提供参考。

## 1 试样

### 1.1 无氧铜管

采用中铝洛阳铜业有限公司生产的一号无氧铜TU1(GB5231-2001)棒料作为原材料,该材料经真空退火处理,其密度为 $8.94\ \text{g}/\text{cm}^3$ ,其金相结构如图1(a)所示,可以看出,该无氧铜材料晶粒较粗,大部分的晶粒尺寸处于 $100\sim 300\ \mu\text{m}$ 范围内,且形状不规则。作为对比,对该类棒料进行二次锻造加工,并再次进行退火处理,其材料的金相结构如图1(b)所示,其平均晶粒度为 $20\sim 30\ \mu\text{m}$ 。将这两种棒料加工成 $\varnothing 25$  mm圆筒试验用标准铜管,其内径为25 mm,外径为30 mm,长度为300 mm,通过工业CT扫描,均未发现明显裂纹或缺陷。

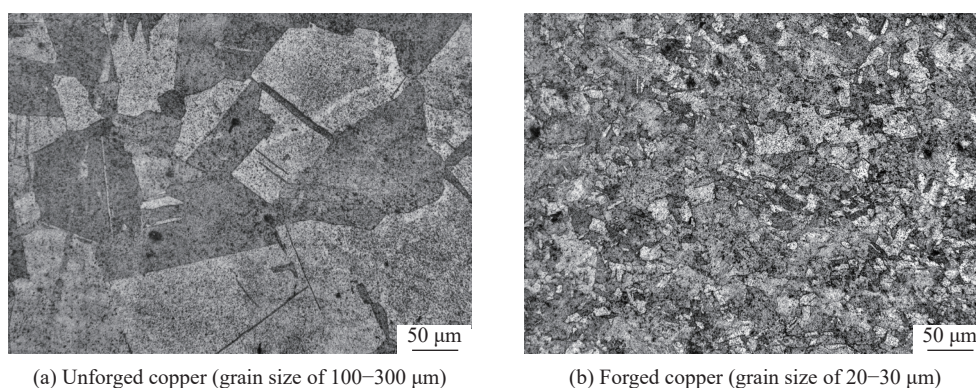


图1 TU1无氧铜的金相组织

Fig. 1 Metallographic structure of TU1 oxygen-free copper

### 1.2 炸药

由于一般认为金属材料的断裂应变等参量受应变率影响较大,而在铜管膨胀过程中,其膨胀速率越高,则应变率越大,因此,本研究中选择在铜管内装填驱动能力较强的JO-159炸药<sup>[12]</sup>。该炸药的成分中HMX的质量分数为95%,将其压制成12个 $\varnothing 25\ \text{mm}\times 25\ \text{mm}$ 的药柱,密度为 $1.835\ \text{g}/\text{cm}^3$ 。试验前,将药柱

依次装入铜管后,在铜管的两个端面各粘接一个电探针,以便在试验中获取炸药在铜管中的平均爆速,然后在起爆端粘接一个 $\varnothing 25$  mm起爆药柱。

## 2 铜管膨胀过程的测量及分析

### 2.1 两种铜管膨胀曲线的差异

表征炸药驱动性能的比动能、格尼速度等参量主要是根据铜管膨胀位移曲线计算所获,因此,这里首先通过狭缝扫描试验对比两种不同晶粒度无氧铜管的膨胀轨迹。试验主要由狭缝观测铜管某一横截面的直径变化,其布局如图2所示,对于 $\varnothing 25$  mm圆筒试验,则该横截面距离起爆端200 mm,采用SJZ-15型转镜式高速扫描相机进行观测,扫描速度设定为3 mm/ $\mu$ s。

图3为粗晶无氧铜管膨胀过程的扫描试验底片,可通过判读黑白分界线的坐标获得铜管外表面的径向位移随时间的变化历程,其中,横坐标与相机扫描速度的比值即为时间值,纵坐标则对应着铜管外壁的径向位移。此外,根据扫描试验的底片有时也能看出管壁的断裂位置,这主要是由于溢出的产物具有较高的速度,使得图像的边界迹线出现一定程度的突跃,尤其是在管壁膨胀的早期和中期,该突跃现象尤为明显<sup>[7]</sup>。图3中的边界迹线较为光滑,这说明该时间段铜管断裂的可能性较小,因此其试验数据可认为是有效的。

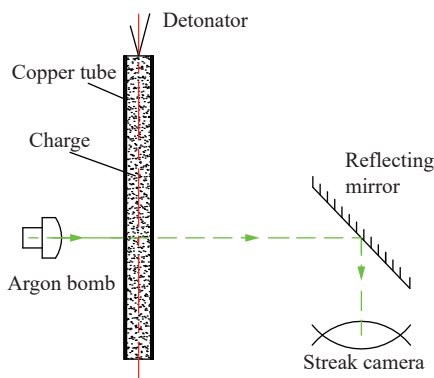


图2 狭缝扫描试验布局图

Fig. 2 Scanning test layout

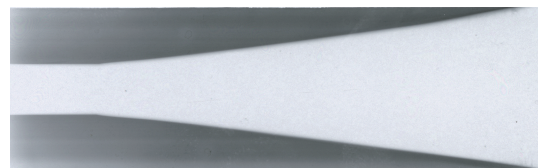


图3 粗晶铜管的扫描试验底片

Fig. 3 Scanning test film of copper tube with coarse grains

通过对两种铜管的扫描试验底片进行数字化判读,可获得铜管外表面的径向位移 $\Delta r_c$ 随时间 $t$ 的变化曲线,如图4所示,可以看出,这两种铜管膨胀曲线的整体差异较小。为了深入对比铜管比动能等参量的差异,这里暂不讨论铜管的具体断裂位置,可先根据圆筒试验数据处理方法<sup>[13-14]</sup>进行分析。该数据处理方法的主要流程包括:(1)假定铜管的横截面积不变,将 $\Delta r_c-t$ 数据转换为铜管质量中心面的径向位移数据 $\Delta r_m-t$ ,并按照特定的公式进行拟合处理;(2)计算铜管质量中心面的径向速度 $u_m = d(\Delta r_m)/dt$ ;(3)结合铜管壁不同方向运动速度的几何关系,获得其质点速度 $u_s$ ,然后进一步计算出表征炸药驱动性能的铜管比动能 $E = u_s^2/2$ 等参量。

图5为两种铜管比动能的变化曲线,可以看出,粗晶铜管的比动能相比细晶铜管略高。 $\Delta r_c=6.0, 12.5, 19.0$  mm三个位置(分别对应爆轰产物相对比容 $V=2.2, 4.4, 7.0$ 的状态,可分别描述高压、中压及低压作用阶段的特征)的数据显示,在这三处,两种铜管的比动能相对偏差分别为0.64%、0.52%、0.55%,均处于较小的范围内。而对于炸药格尼速度 $\sqrt{2E_g}$ 的差异,结合装填比和 $V=7.0$ 时的 $u_s$ 值,可计算出由细晶和粗晶铜管所获的该炸药格尼速度值分别为2.940和2.948 mm/ $\mu$ s。虽然该试验结果反映出相同炸药爆轰加载下这两种铜管的比动能及格尼速度差异较小,甚至可以忽略,但考虑到试验过程及数据判读时存在一定的误差,还不能直接确定两种铜管比动能的偏差范围,因此,这里通过分析铜管变形能与动能的比值以估算两种铜管试验数据的偏差上限。

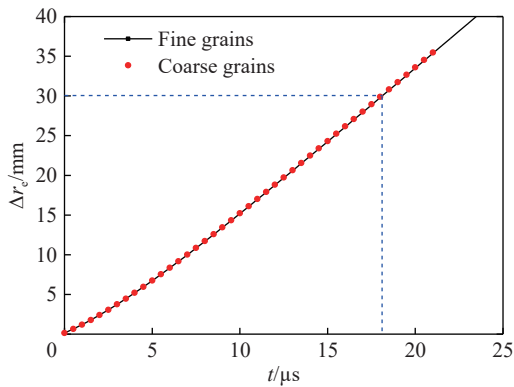


图4 两种铜管的 $\Delta r_e-t$ 曲线

Fig. 4  $\Delta r_e-t$  curves of copper tubes with different grain sizes

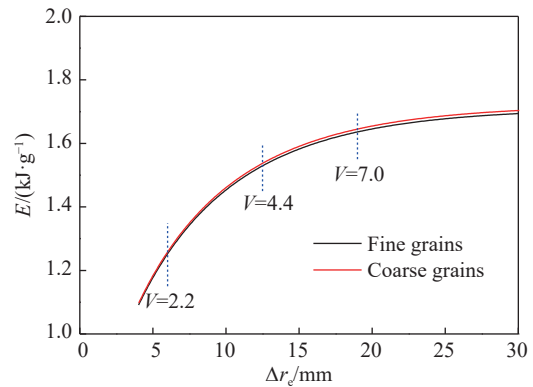


图5 两种铜管的 $E-\Delta r_e$ 曲线

Fig. 5  $E-\Delta r_e$  curves of copper tubes with different grain sizes

### 2.2 铜管变形能对炸药驱动性能表征参量的影响

常用于表征炸药驱动性能的铜管比动能、格尼速度等参量仅考虑爆轰转换的动能,未包括铜管的应变能、绝热压缩后的热能损耗等。铜材的晶粒尺寸增大后,铜管的变形能可能会随之减小<sup>[11]</sup>,但若铜管的变形能与动能的比值较小,则两种铜管的试验数据不会有显著差异,更不会影响炸药驱动性能的比对与评价。

对于铜管应变能的计算,需要确定铜管流动应力 $Y$ 的变化,这里采用 Steinberg-Guinan 模型<sup>[15-16]</sup> 进行描述:

$$Y = Y_0(1 + 36\varepsilon)^{0.45}G/G_0 \leq Y_{\max} \quad (1)$$

式中:  $Y_0$  为准静态屈服应力,  $Y_{\max}$  为最大流动应力,  $\varepsilon = \ln(r_m/r_{m0})$  为铜管的真实应变,  $r_m$  为铜管质量中心面的半径( $r_{m0}$  为其初始值);  $G$  为剪切模量,  $G_0$  为其初始值,  $G/G_0$  与铜管的应变率相关。然而,由于铜管的真实应变率 $\dot{\varepsilon}$ 接近  $10^5 \text{ s}^{-1}$ ,且初期压力较高,导致铜材的温度快速上升,使得膨胀中后期的应变率效应会有所下降<sup>[1]</sup>,因此,  $G/G_0$  与  $\dot{\varepsilon}$  的函数关系将较为复杂。为了便于计算,可根据炸药的猛度将  $G/G_0$  近似表示为一个常数值,即<sup>[15]</sup>

$$G/G_0 \approx 0.368 + 0.151D \quad (2)$$

式中:  $D$  为炸药的爆速,单位为  $\text{mm}/\mu\text{s}$ 。该试验所装填的 JO-159 药柱的爆速为  $8.76 \text{ mm}/\mu\text{s}$ ,则  $G/G_0 \approx 1.69$ 。由于目前在公开报道的文献中没有发现针对不同晶粒度退火无氧铜在高应变率拉伸过程的  $Y_0$  和  $Y_{\max}$  的值,因此,这里暂不考虑晶粒度的影响,仅采用文献 [16] 中的相应参数值(即  $Y_0=0.049 \text{ GPa}$ ,  $Y_{\max}=0.26 \text{ GPa}$ )分析铜管应变能的变化过程。此外,铜管的应变范围较大,结合公式(1)可以计算出,当应变达到临界值  $\varepsilon^* \approx 0.325$ (即  $\Delta r_e \approx 5 \text{ mm}$ )时,流动应力  $Y$  达到最大值,那么单位体积铜管的应变能计算式可写为

$$E_s = \int_0^{\varepsilon} Y d\varepsilon = \begin{cases} \frac{Y_0 G (1 + 36\varepsilon)^{1.45}}{36 G_0 \cdot 1.45} & \varepsilon \leq \varepsilon^* \\ \frac{Y_0 G (1 + 36\varepsilon^*)^{1.45}}{36 G_0 \cdot 1.45} + Y_{\max}(\varepsilon - \varepsilon^*) & \varepsilon > \varepsilon^* \end{cases} \quad (3)$$

而单位质量铜管的变形能与动能之间的比值可表示为

$$\eta = \frac{E_s}{E\rho_{\text{Cu}}} \quad (4)$$

式中:  $\rho_{\text{Cu}}$  为铜管的密度。

基于细晶铜管膨胀过程的扫描试验数据,并结合式(3)和(4)可分别计算出  $E_s-\Delta r_e$  和  $\eta-\Delta r_e$  曲线,如

图6所示。从图中可以看出,随着铜管膨胀位移的增大,  $E_s$  和  $\eta$  均呈递增趋势; 在  $V=2.2, 4.4, 7.0$  三个特征位置,  $\eta$  处于  $0.7\% \sim 1.5\%$  范围, 这说明铜管的变形能与动能的比值处于较小的范围, 因此, 可认为图5中两种晶粒度铜管的比动能偏差范围是基本合理的。当然, 若炸药的作功能力有所降低, 则  $\eta$  值可能有所增大, 以密度为  $1.63 \text{ g/cm}^3$  的 TNT 为例,  $V=7.0$  时的比动能约为 JO-159 的  $60\%$ <sup>[12]</sup>, 则可以估算出, 此时  $\eta \approx 2.5\%$ 。考虑到两种晶粒度铜材在同种工况下的应变能相差  $20\% \sim 30\%$ <sup>[11]</sup>, 则对于大多数高能炸药, 两种铜管的比动能偏差可能不会超过  $1\%$ 。

### 3 铜管断裂特性及分析

#### 3.1 两种晶粒度铜管断裂特性的差异

扫描试验中, 虽然可以根据边界线是否存在“突跃点”来判断铜管的断裂位置, 但仅适用于膨胀早期或中期, 无法判断铜管在膨胀后期的具体断裂位置, 更不可能判断出不同晶粒度铜管的具体断裂方式和断裂过程, 难以为铜管材质选择和处理提供借鉴。因此, 这里采用分幅观测试验分析两种晶粒度铜管的断裂过程。

该试验采用 SJZ-15 型转镜式高速分幅相机观测铜管的表面, 并将铜管距离起爆端  $200 \text{ mm}$  位置置于相机视场的中心, 以便与狭缝扫描试验的结果进行对比。分幅观测试验的布局如图7所示, 为了提升成像质量, 试验时采用两发氩气弹从不同的方向对铜管进行同步照明, 但布局时应控制氩气弹与铜管之间的距离, 避免氩气弹的强光直接进入相机视场。试验时, 分幅相机的摄影频率设置为  $5 \times 10^5 \text{ s}^{-1}$ 。

铜管膨胀时间一般为数十微秒, 在膨胀的早、中期一般不会出现明显的裂纹, 因此, 重点关注膨胀的中后期。为了更明显地看出铜管在不同时刻的变化, 这里取裂纹扩展过程几个典型时刻的图片, 如图8所示。结合图中红色虚直线可以看出, 在 JO-159 爆轰加载下, 粗晶和细晶铜管被观测截面从开始膨胀至断裂分别约经历  $21 \mu\text{s}$  和  $28 \mu\text{s}$ 。结合图4可以看出,  $21 \mu\text{s}$  时刻对应的膨胀位移  $\Delta r_e$  约为  $35 \text{ mm}$ , 而  $28 \mu\text{s}$  时刻已超过图4的显示范围, 由于 JO-159 炸药为理想炸药, 铜管膨胀后期的速度基本不再增加, 即铜管膨胀后期的  $\Delta r_e-t$  曲线近似为线性, 因此将其进行相应地延伸则可确定出  $28 \mu\text{s}$  时刻对应的  $\Delta r_e$  约为  $47 \text{ mm}$ 。从而可进一步计算出粗晶和细晶铜管的真实断裂应变分别约为  $0.77$  和  $0.93$ , 所对应的铜管壁厚分别为  $0.69$  和  $0.56 \text{ mm}$ 。这表明细晶铜管的延展性较粗晶铜管有了显著提升, 但粗晶铜管的断裂直径也达到了初始直径的  $3$  倍, 满足圆筒试验的基本要求。

对于两种铜管的断裂过程, 虽然其裂纹的形成主要是由于铜管壁厚减少至一定程度后, 变形过程不稳定, 引起局部应力集中和温升, 进而形成颈缩, 但从图8中可以看出, 两种铜管的裂纹扩展和分布有明显差异。图8(a)显示, 当粗晶铜管接近断裂应变时, 其表面出现较多随机分布的孔洞(如图中红色椭圆

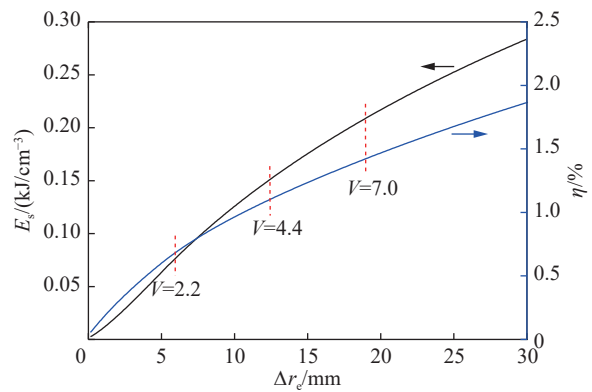


图6 铜管的  $E_s-\Delta r_e$  和  $\eta-\Delta r_e$  曲线

Fig. 6 Curves of  $E_s-\Delta r_e$  and  $\eta-\Delta r_e$

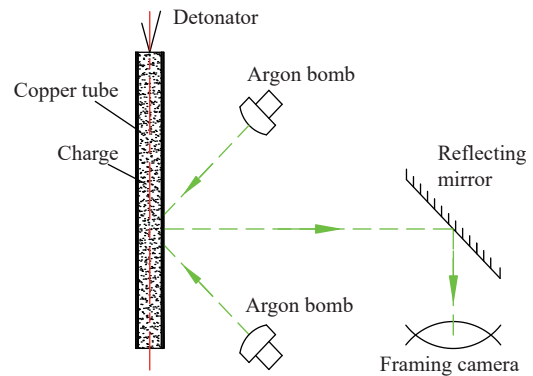


图7 分幅观测试验布局图

Fig. 7 Framing observation test layout

圈内所示),由于孔洞周围易出现应力集中,且孔洞之间的距离较近,使得这些孔洞没有出现明显的孤立增长趋势,而是在孔洞间快速形成大量交错连接裂纹,最终产生形状各异的密集小碎片。而晶粒细化后,当铜管膨胀了  $24\ \mu\text{s}$  时,其表面已出现了少量的孔洞(如图 8(b) 的红色虚直线上方所示);随着铜管的继续膨胀,该孔洞呈孤立增长趋势(如图中红色圆圈内所示),直至随后而至的裂纹将其贯穿;同时,大量裂纹主要沿铜管母线快速扩展,但不同区域的裂纹扩展速度差异较大(图中蓝色椭圆圈标示出了扩展速度较快的裂纹),最终形成相对较宽的长条状破片。考虑到铜管出现明显的孔洞后,会造成产物的溢出,使得后续的实验数据意义不大,因此,虽然细晶铜管的整体延展性明显提升,但孔洞出现前的有效膨胀时间不足  $24\ \mu\text{s}$ , 此时  $\Delta r_c \approx 40\ \text{mm}$ , 略大于粗晶铜管的最大有效膨胀距离。

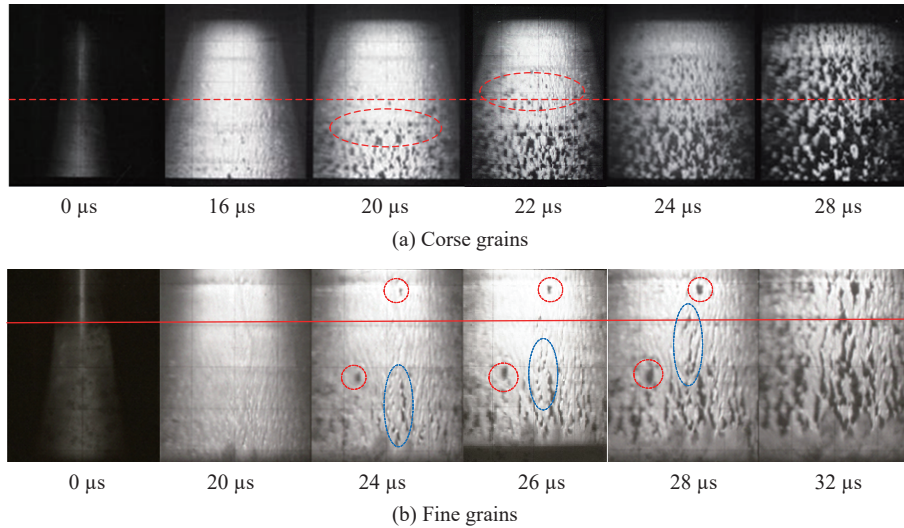


图 8 不同晶粒度铜管膨胀过程的分幅摄影照片

Fig. 8 Fractional photos of expansion process of copper tubes in different grain sizes

### 3.2 粗晶铜管装填不同炸药时断裂特性的差异

虽然粗晶铜管可满足作功能力较强的 JO-159 炸药的圆筒试验要求,但对于其他炸药是否适用,且断裂过程是否类似,还需要进一步试验验证,为此,这里对于装填 TNT 药柱(密度为  $1.58\ \text{g}/\text{cm}^3$ ) 的工况进行了分幅观测试验,以对比分析其断裂过程的差异。

从图 9 中可以看出,在 TNT 爆轰加载下,粗晶铜管被观测截面从开始膨胀至发生断裂约经历  $26\ \mu\text{s}$ , 结合扫描试验的数据可知<sup>[12]</sup>, 此时  $\Delta r_c \approx 32\ \text{mm}$ , 略小于装填 JO-159 炸药的工况,仍满足圆筒试验的要求。此外,对比图 9 和图 8(a) 可以发现,两种工况中,裂纹形成之前均首先产生了随机分布的孔洞,由于裂纹紧随其后,使得这些孔洞均未出现明显的孤立增长趋势。所不同的是, TNT 加载时的孔洞数量明显减少,且孔洞间的距离相对增大,使得孔洞间交错裂纹的数量大幅度降低;此外,大部分裂纹主要沿铜管母线形成及扩展,并最终形成条状破片,但破片的宽度及长度均小于图 8(b) 所示工况。对于 TNT 加载时孔洞数量减少的原因,可尝试从粗晶粒无氧铜成核时断裂强度的变化规律进行分析,文献 [17] 认为铜的断裂强度  $\sigma_p$ 、真实应变率  $\dot{\varepsilon}$ 、温度  $T_p$  存在如下关系:

$$\sigma_p = \sigma_0 \dot{\varepsilon}^m f(T_p) \quad (5)$$

式中:  $\sigma_0$  为准静态断裂强度;  $\dot{\varepsilon} = 10^3 \sim 10^7\ \text{s}^{-1}$  时,  $m = 0.2$ ;  $f(T_p)$  服从反幂指数规律。

对于铜管断裂时的真实应变率差异,考虑到铜管膨胀后期的速度差异较小,可以  $\Delta r_c = 30\ \text{mm}$  时为例进行计算,此时 TNT 和 JO-159 加载下,铜管质量中心面的速度  $u_m$  分别约为  $1.40$ 、 $1.84\ \text{mm}/\mu\text{s}$ , 则  $\dot{\varepsilon}$  分别为  $4.7 \times 10^4$ 、 $6.1 \times 10^4\ \text{s}^{-1}$ 。即 TNT 加载下,裂纹临近形成时,铜管的真实应变率  $\dot{\varepsilon}$  较 JO-159 低 23%, 但  $\dot{\varepsilon}^m$  的差异仅为 5% 左右,因此,真实应变率  $\dot{\varepsilon}$  的差异可能不是两种炸药加载下铜管断裂过程和破片形状发生显著变化的主要原因。

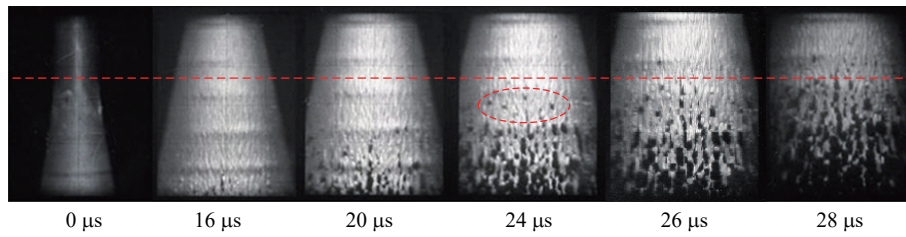


图 9 粗晶铜管在 TNT 加载下断裂过程的分幅摄影照片

Fig. 9 Fractional photos of expansion process of the copper tube with coarse grains under TNT detonation loading

铜管断裂前的温度主要由两部分组成,即加载初期,铜管所受的高压冲击后产生的温升,以及铜管膨胀过程中,应变能转换所产生的温升。对于冲击所致的温升,需首先计算铜管所受的初始载荷,这可结合爆轰产物及铜管的  $p(u)$  曲线进行计算。对于滑移爆轰加载方式,其爆轰产物的  $p(u)$  为:<sup>[1]</sup>

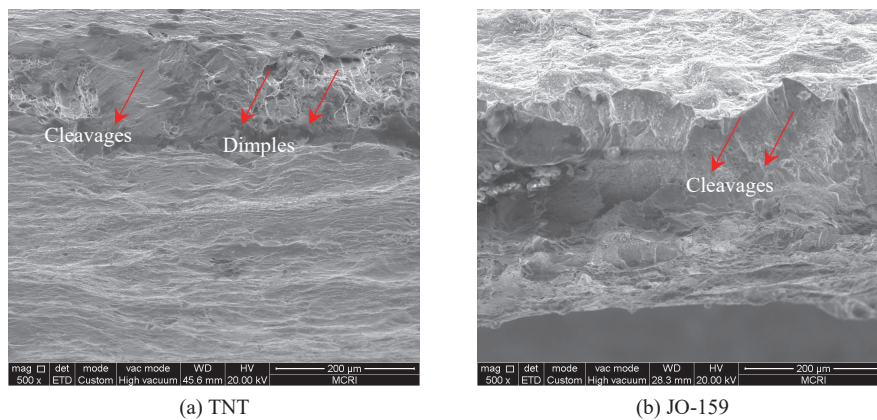
$$u = \frac{2D\gamma}{\gamma^2 - 1} \left[ 1 - \left( \frac{p}{p_{Cl}} \right)^{\frac{\gamma-1}{2\gamma}} \right] \quad (6)$$

式中: TNT 和 JO-159 的多方指数  $\gamma$  分别为 3.11 和 2.97<sup>[12]</sup>, 爆速  $D$  分别为 6.87、8.76 mm/ $\mu$ s; 爆压  $p_{Cl} = \rho_0 D^2 / (\gamma + 1)$ ,  $\rho_0$  为炸药密度。铜管的  $p(u)$  为:

$$p = \rho_{Cu} u (c_0 + \lambda u) \quad (7)$$

式中:  $\rho_{Cu} = 8.93 \text{ g/cm}^3$ ,  $c_0 = 3.94 \text{ mm}/\mu\text{s}$ ,  $\lambda = 1.489$ <sup>[1]</sup>。由公式(6)和(7)可计算出 TNT 和 JO-159 爆轰加载初始时刻,铜管所受的压力分别为 14.5、26.5 GPa,根据文献[18]中铜的相关参数表可计算出冲击压缩导致的温升分别约为 72、150 K,而卸载后的温升分别降为 16、52 K。然后,假定铜管膨胀至  $\Delta r_e = 30 \text{ mm}$  的应变能全部转换为热量,结合式(3)则可计算出 TNT 和 JO-159 加载下铜管最终的温升分别为 94、134 K。虽然两种炸药加载工况下铜管的温升差异约为 40 K,但温度的绝对值较低,远未达到其退火温度,因此可能不足以造成断裂强度发生显著变化。

综上所述认为,真实应变率和温升可能均不足以造成两种工况的断裂过程出现明显差异,那么最大的关注点则成为两种工况下铜管所受压力的差异。爆轰产物对铜管的作用力差异较大时,可能导致材料微观结构变化,进而影响其断裂行为,为此,采用扫描电镜对两种炸药爆轰加载下的铜管断口形貌进行了观测,如图 10 所示。



(a) TNT

(b) JO-159

图 10 不同炸药爆轰加载下的铜管断口形貌

Fig. 10 Fracture morphologies of the copper tube under detonation loading of different explosives

图 10(a) 显示, TNT 加载下, 铜管断口为韧窝和解理条纹的混合型断口, 表现出一定的韧性断裂特征; 而图 10(b) 显示, JO-159 加载后, 铜管的断口主要由解理条纹组成, 未见韧窝出现, 表明其脆性断裂特征明显。可见, 铜管所受初始压力由 14.5 GPa 提升至 26.5 GPa 后, 诱导其断裂模式发生了转变, 进而导致其宏观断裂形态出现较大差异, 但这方面的转变机理还有待于进一步研究。

从应用方面看, 大多数炸药的猛度及作功能力处于 TNT 及 JO-159 的范围内, 则粗晶铜管的断裂状况应介于图 9 和图 8(a) 之间, 其最大有效膨胀位移也能大于 30 mm, 即断裂直径达到初始直径的 3 倍, 基本满足圆筒试验要求。

## 4 结 论

(1) 由于标准铜管的变形能与动能的比值较小, 晶粒尺寸为 100~300  $\mu\text{m}$  的粗晶无氧铜管与晶粒尺寸为 20~30  $\mu\text{m}$  的细晶无氧铜管的比动能相对偏差小于 1%。

(2) JO-159 爆轰加载下, 细晶铜管的整体延展性能较粗晶铜管明显提升, 其裂纹要沿母线扩展, 形成条状破片; 但裂纹形成之前, 内部少量缺陷成核后, 会形成孤立增长的孔洞, 造成爆轰产物提前泄露, 使得铜管的有效膨胀位移约为 40 mm。

(3) 粗晶铜管在 JO-159 和 TNT 加载下, 其断裂直径均达到了初始直径的 3 倍, 满足圆筒试验的基本要求。两种工况下的断裂过程类似, 均首先出现随机分布的孔洞, 但 JO-159 加载时孔洞数量较多, 且距离较近, 使得孔洞间快速形成大量交错的裂纹, 最终产生密集小碎片; 而 TNT 加载时, 可能由于加载压力大幅度降低, 使得孔洞数量大幅减少, 且距离增大, 裂纹主要沿母线扩展, 形成条状破片。

## 参考文献:

- [1] 奥尔连科 И И. 爆炸物理学: 上册 [M]. 孙承纬, 译. 北京: 科学出版社, 2011: 404-405.
- [2] ESCOBEDO J P, DENNIS-KOLLER D, CERRETA E K, et al. Effects of grain size and boundary structure on the dynamic tensile response of copper [J]. *Journal of Applied Physics*, 2011, 110(3): 033513. DOI: 10.1063/1.3607294.
- [3] 张凤国, 周洪强. 晶粒尺寸对延性金属材料层裂损伤的影响 [J]. *物理学报*, 2013, 62(16): 164601. DOI: 10.7498/aps.62.164601.  
ZHANG F G, ZHOU H Q. Effects of grain size on the dynamic tensile damage of ductile polycrystalline metal [J]. *Acta Physica Sinica*, 2013, 62(16): 164601. DOI: 10.7498/aps.62.164601.
- [4] 胡海波, 汤铁钢, 胡八一, 等. 金属柱壳在爆炸加载断裂中的单旋现象 [J]. *爆炸与冲击*, 2004, 24(2): 97-107.  
HU H B, TANG T G, HU B Y, et al. An study of uniform shear bands orientation selection tendency on explosively loaded cylindrical shells [J]. *Explosion and Shock Waves*, 2004, 24(2): 97-107.
- [5] 任国武, 郭昭亮, 汤铁钢, 等. 高应变率加载下金属柱壳断裂的实验研究 [J]. *兵工学报*, 2016, 37(1): 77-82. DOI: 10.3969/j.issn.1000-1093.2016.01.012.  
REN G W, GUO Z L, TANG T G, et al. Experimental research on fracture of metal case under loading at high strain rate [J]. *Acta Armamentarii*, 2016, 37(1): 77-82. DOI: 10.3969/j.issn.1000-1093.2016.01.012.
- [6] 李忠盛, 吴护林, 陈韵如, 等. 内爆炸载荷作用下 7A55 铝合金的动态性能及断裂行为 [J]. *爆炸与冲击*, 2012, 32(2): 190-195. DOI: 10.11883/1001-1455(2012)02-0190-06.  
LI Z S, WU H L, CHEN Y R, et al. Dynamic properties and fracture behaviors of 7A55 aluminum alloy under explosive loading [J]. *Explosion and Shock Waves*, 2012, 32(2): 190-195. DOI: 10.11883/1001-1455(2012)02-0190-06.
- [7] SINGH M, SUNEJA H R, BOLA M S, et al. Dynamic tensile deformation and fracture of metal cylinders at high strain rates [J]. *International Journal of Impact Engineering*, 2002, 27(2): 939-954. DOI: 10.1016/s0734-743x(02)00002-7.
- [8] GOTO D M, BECKER R, ORZECOWSKI T J, et al. Investigation of the fracture and fragmentation of explosively driven rings and cylinders [J]. *International Journal of Impact Engineering*, 2008, 35(12): 1547-1556. DOI: 10.1016/j.ijimpeng.2008.07.081.
- [9] 郭昭亮, 范诚, 刘明涛, 等. 爆炸与电磁加载下无氧铜环、柱壳的断裂模式转变 [J]. *爆炸与冲击*, 2017, 37(6): 1072-1079. DOI: 10.11883/1001-1455(2017)06-1072-08.



- GUO Z L, FAN C, LIU M T, et al. Fracture mode transition in expanding ring and cylindrical shell under electromagnetic and explosive loadings [J]. *Explosion and Shock Waves*, 2017, 37(6): 1072–1079. DOI: 10.11883/1001-1455(2017)06-1072-08.
- [10] REN G W, GUO Z L, FAN C, et al. Dynamic shear fracture of an explosively-driven metal cylindrical shell [J]. *International Journal of Impact Engineering*, 2016, 95(9): 35–39. DOI: 10.1016/j.ijimpeng.2016.04.012.
- [11] 李亮亮, 沈飞, 王辉, 等. 晶粒细化对无氧铜动态力学性能的影响 [J]. *兵器材料科学与工程*, 2019, 42(1): 22–25. DOI: 10.14024/j.cnki.1004-244x.20181023.002.
- LI L L, SHEN F, WANG H, et al. Effect of grain refinement on dynamic mechanical properties of oxygen-free copper [J]. *Ordinance Material Science and Engineering*, 2019, 42(1): 22–25. DOI: 10.14024/j.cnki.1004-244x.20181023.002.
- [12] 董海山. 高能炸药及相关物性能 [M]. 北京: 科学出版社, 1989: 146–149.
- [13] 孙占峰, 赵锋, 谷岩, 等. 炸药圆筒试验光学扫描和激光干涉联合测试方法: GJB 8381—2015 [S] // 四川绵阳: 中国工程物理研究院, 2015.
- [14] 沈飞, 王辉, 罗一鸣. DNTF基同轴双元装药的爆轰波形及驱动性能 [J]. *含能材料*, 2018, 26(7): 614–619. DOI: 10.11943/j.issn.1006-9941.2018.07.011.
- SHEN F, WANG H, LUO Y M. Detonation wave-shape and driving performance of coaxial binary charge of DNTF-based aluminized explosives [J]. *Chinese Journal of Energetic Materials*, 2018, 26(7): 614–619. DOI: 10.11943/j.issn.1006-9941.2018.07.011.
- [15] SOUERS P C, MINICH R. Cylinder test correction for copper work hardening and spall [J]. *Propellants, Explosives, Pyrotechnics*, 2015, 40(2): 238–245. DOI: 10.1002/prop.201400135.
- [16] SOUERS P C, LAUDERBACH L, GARZA R, et al. Upgraded analytical model of the cylinder test [J]. *Propellants, Explosives, Pyrotechnics*, 2013, 38(3): 419–424. DOI: 10.1002/prop.201200192.
- [17] 韩立波. 铜缺陷熔化及其冲击力学行为的分子动力学模拟 [D]. 合肥: 中国科技大学, 2010: 97–98.
- [18] KINSLOW R. High-velocity impact phenomena[M]. New York: Academic Press, 1970: 532.

(责任编辑 王易难)