

用 α 片厚度控制TC6钛合金盘件的机械性能

张志方 王庆如

摘 要

本文通过对TC6钛合金压气机轮盘的试验,研究了具有网篮组织的TC6盘件的机械性能与 α 片厚度(b 值)之间的关系。试验表明,拉伸强度、疲劳强度和冲击韧性均与 $\lg b$ 呈线性关系,拉伸塑性与 b 值的关系则具有峰值特性,并获得了它们相应的回归方程式;盘件的蠕变性能和 b 值之间也具有一定的关系。从而可以通过控制 α 片的厚度来达到改善TC6钛合金盘件机械性能的目的。

前 言

TC6(Ti-6Al-1.5Cr-2.5Mo-0.5Fe-0.3Si)是我国仿制苏联BT3-1牌号的一个马氏体型 $\alpha+\beta$ 两相钛合金。苏联某发动机大量地应用了这种合金,主要是制造一到五级压气机盘和叶片,而且全部盘件都具有网篮状的显微组织,这和通常所见到的双态组织是完全不同的另一类组织。这种组织的最大优点是除了具有较好的综合性能之外还具有较高的热强性,尤其是抗蠕变性能。例如,上述盘件的试样在 $t=400^{\circ}\text{C}$ 、 $\sigma=490\text{MPa}$ 条件下,持续100小时后的残余变形 ε 只有0.07~0.14%;而具有双态组织的盘件,在同样试验条件下, ε 则达到0.22~0.30%。所以这类组织特别适用于高温、大应力、长时条件下工作的零件。

但是,这种网篮组织长期以来没有被锻件的使用者接受,其原因是若工艺控制不好,会使锻件的塑性显著下降。因此如何控制网篮组织的均匀性与工艺稳定性便成为应用这类组织的关键问题。

有关资料报导,在片状组织中可以用 D 值(原始 β 晶粒直径)、 d 值(α 集束的大小)、 b 值(α 片厚度)来控制其机械性能^[1,2],但也有只用 α 片厚度控制 β 处理状态下合金(Ti-6Al-4V)性能的^[3]。

由于网篮组织中的原始 β 晶粒都受到不同程度的破碎, D 值的影响相对比较小,而晶内又是编织的片状 α 相, α 集束已不象片状组织那

样明显(见图1),所以本文对 D 值和 d 值的影响暂不作研究,仅就 α 片厚度这一因素对网篮组织机械性能的影响进行初步的探讨。

试验材料和方法

本文研究所用TC6材料主要是某发动机两级压气机盘。为了获得需要的网篮组织,盘件在十吨模锻锤上采用亚 β 锻造工艺成形,即在 $(\alpha+\beta)/\beta$ 相变点上下加热模锻。部分试样则取自用同样工艺获得的小型盘件、饼坯和轧棒。所有试样的热处理均采用等温退火,即从固溶温度炉冷到 650°C ,保温2小时后空冷,获得由片状 α 相和相间 β 组成的网篮组织。各种 α 片厚度是通过不同的固溶温度和冷却速度得到的。

α 片的平均厚度是在每个样品的金相照片上随机选取50~100个 α 片,用精度为0.02mm的游标卡尺测得的。

盘件的机械性能试样均按验收标准规定的轮缘弦向切取,标准中未加规定的蠕变试样则主要取自辐板弦向。

试验结果及分析

图1表示不同的 α 片厚度(b 值)的网篮组织,各种机械性能与 α 片厚度的关系示于图2~图4。

1. 拉伸塑性

文献[1,2]指出,钛合金片状组织的塑

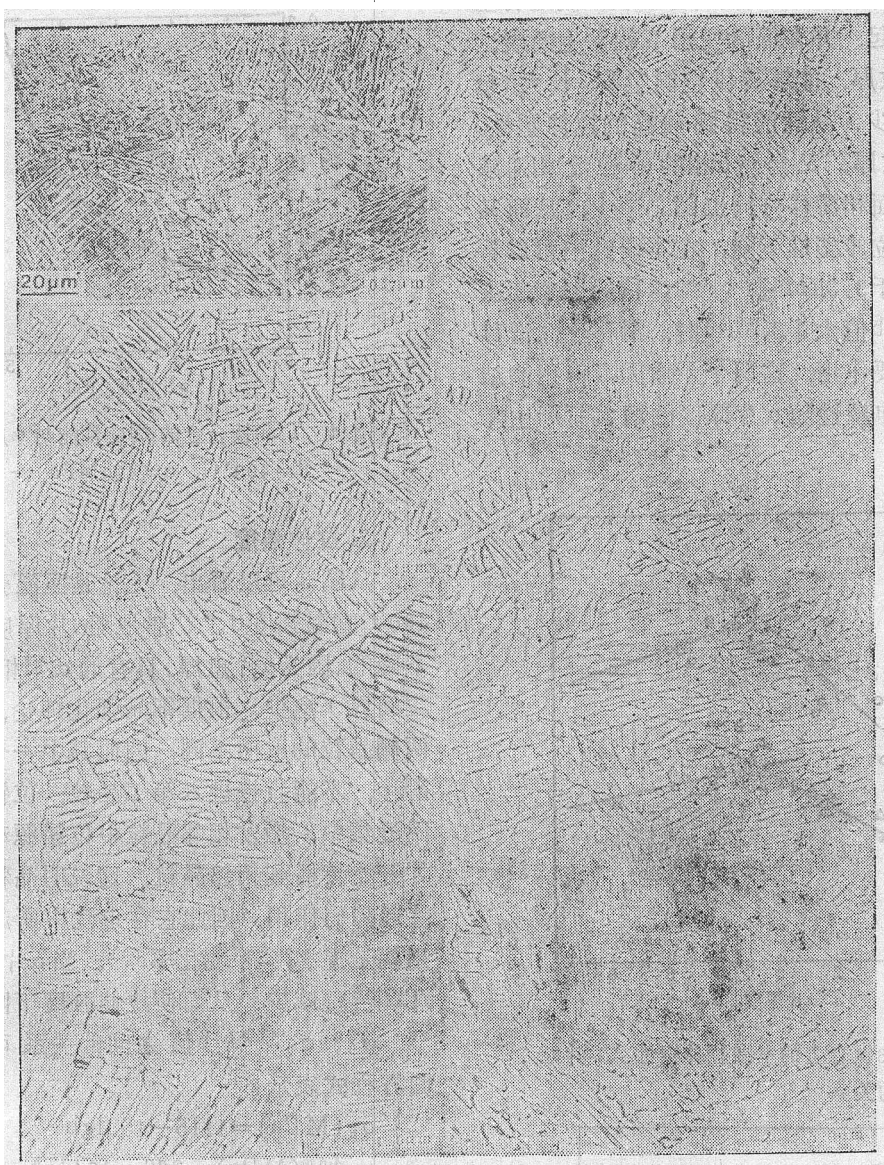


图 1 TC6钛合金的不同 α 片厚度的网篮组织

性与 α 片厚度的关系具有峰值特点。对于BT3-1合金来说,当 $b=2.5\sim 3.5\mu\text{m}$ 以前,塑性急剧增加,以后则平缓下降^[1]。从图2中看到, δ 和 ψ 值的数据比较分散,其原因是没有考虑到其它的组织因素,例如D值、d值、 α 片的纵横比、以及晶界 α 的连续程度等。然而其变化规律已十分明显,拉伸塑性与b值的关系可用下列回归方程式表示:

$$b < 3.3\mu\text{m}; \delta(\%) = 8.5 + 2.7b \quad (1)$$

$$\psi(\%) = 15.5 + 4.6b \quad (2)$$

$$b > 3.3\mu\text{m}; \delta(\%) = 20.8 - 1.0b \quad (3)$$

$$\psi(\%) = 36.1 - 1.6b \quad (4)$$

从而求得塑性的峰值在 $b=3.3\mu\text{m}$ 处, $\delta_{\text{max}}=17.4\%$, $\psi_{\text{max}}=30.7\%$ 。

曾公布过一些有关 $\alpha+\beta$ 钛合金的显微组织对拉伸塑性影响的资料。Gebrerich和Baker^[4]指出,在片状 α 组成的显微组织中,由于空洞优先在片状 α 和 β 相的分界面上出现,并且容

易发生进一步的空洞长大, 这导致很快地将空洞连接在一起, 并在低的变形下就发生断裂。因此, α 片愈厚, 能够提供空洞生核、长大的 α/β 相界面愈少, 从而能得到较高的拉伸塑性。但是, α 片愈厚, 又会使 α 相的颗粒数相对减少, 其滑移面和滑移方向也随之减少, 从而又使得材料的拉伸塑性下降。在本研究中可以看出, 当 b 值小于 $3.3\mu\text{m}$ 时, 空洞生核的影响起主要作用; 但当 b 值大于 $3.3\mu\text{m}$ 时, 滑移面和滑移方向又起主要作用。这两个矛盾因素作用的结果导致了拉伸塑性随 α 片厚度的增大而产生峰值特性。

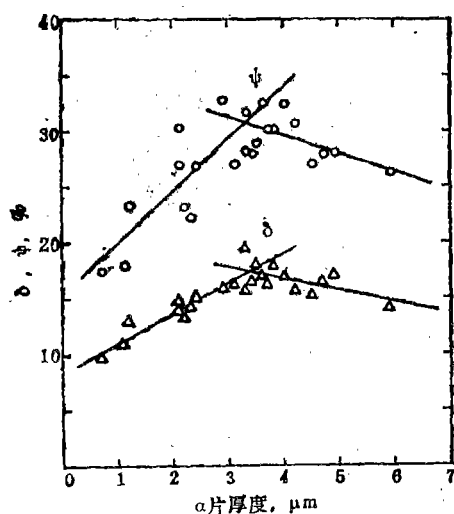


图 2 TC6钛合金的室温拉伸塑性 与 α 片厚度的关系

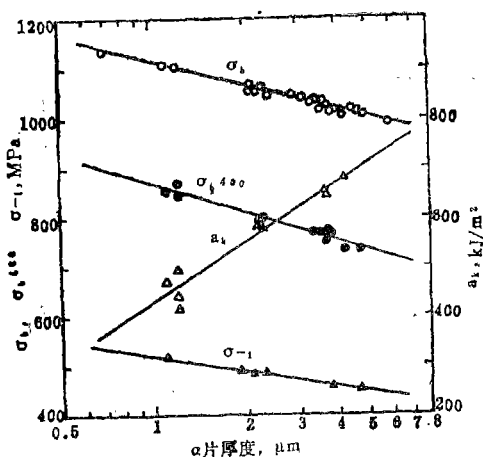


图 3 TC6钛合金机械性能与 α 片厚度的关系

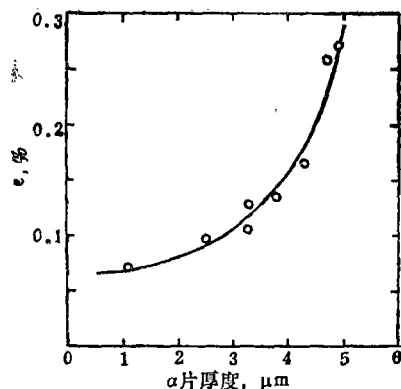


图 4 TC6钛合金的蠕变性能与 α 片厚度的关系
 $t=400^\circ\text{C}$, $\sigma=490\text{MPa}$, $\tau=100$ 小时

2. 拉伸强度

从图 3 可以看出, 无论是室温强度 σ_b 还是 400°C 高温强度 σ_b^{400} 都是随 α 片厚度的增加而下降的。因为 α 片愈厚, 具有的 α/β 相界面(即晶粒间界)愈少。根据细晶强化理论, 由于晶界两侧晶粒的取向不同, 因而其中一个晶粒发生滑移, 不能直接进入第二晶粒, 位错要在晶界附近集中, 激发相邻晶粒中位错源动作, 滑移才开始传播到相邻晶粒。这说明晶粒间界对滑移起障碍作用, 因此它在形变中所起的基本作用就是提高形变硬化率^[5]。当 α 片变厚时, α/β 相界面减少, 从而使拉伸强度下降。

σ_b 、 σ_b^{400} 与 b 值之间的关系可用下列回归方程式表示:

$$\sigma_b(\text{MPa}) = 1115 - 159 \lg b \quad (5)$$

$$\sigma_b^{400}(\text{MPa}) = 869 - 194 \lg b \quad (6)$$

有意义的是图 3 上表示 σ_b 和 σ_b^{400} 的二条直线具有近似的斜率, 因此二者之间存在着简单的线性关系:

$$\sigma_b^{400} = (0.76 \pm 0.03) \sigma_b \quad (7)$$

这表明温度因素对不同 α 片厚度的网篮组织的强度极限有着相同的影响, 即 400°C 下的高温强度仅为室温强度的76%左右。

3. 疲劳强度

循环基数为 2×10^7 的旋转弯曲疲劳强度 σ_{-1} 与 α 片厚度的关系也表示在图3上。从图上

看到, 疲劳强度也随 α 片厚度的增加而下降, 并可得出回归方程式:

$$\sigma_{-1}(\text{MPa}) = 520 - 102 \lg b \quad (8)$$

文献〔6〕指出, 从疲劳裂纹是滑移的结果可以推知, 对于一切材料生成裂纹的抗力来说, 主要决定于剪切强度。而从裂纹发展的观点来看, 对塑性材料而言, 剪切强度与拉伸强度同等重要。因为裂纹的延伸仍是继续滑移(滑移线变宽, 裂纹末端的滑移线束变为裂纹)的结果。同时也与垂直于裂纹方向的抗拉断裂强度有关。因此, 疲劳强度与静强度指标间存在着一定关系。这方面已经提出了大量的经验公式, 例如奥金格公式:

$$\sigma_{-1} = (0.49 \pm 0.13) \sigma_b \quad (9)$$

在本实验中, 也得出了相似的关系式:

$$\sigma_{-1} = (0.46 \pm 0.01) \sigma_b \quad (10)$$

这与奥金格公式完全一致。说明具有网篮组织的TC6钛合金, 其 σ_{-1} 与 σ_b 之间也存在简单的线性关系。

4. 冲击韧性

冲击韧性 a_k 与 α 片厚度的关系也表示在图3上, 并得到下面的回归方程式:

$$a_k(\text{kJ/m}^2) = 432 + 396 \lg b$$

因为 a_k 值与 $\lg b$ 呈线性关系, 因此 a_k 随 b 值的增加, 开始是迅速上升, 以后则平缓增加。有趣的是这种变化规律恰好与文献〔3〕所报导的Ti-6Al-4V的断裂韧性 K_{Ic} 与 b 值的关系相似。

网篮组织通常具有高的冲击韧性和断裂韧性。这除了在晶间断裂情况下与晶粒大小和晶粒边界 α 薄膜有关外, 也是片状 α 相的形态和编织所造成的结果。因为裂纹是沿着 α/β 相界面扩展的, 因此具有网篮编织的片状 α 相必然引起裂纹方向的多次改变, 这就使裂纹断裂路线的长度增加, 并相应地导致更大的能量被吸收。但是为了使正在传播的裂纹转向, 片状 α 相还必须是足够粗的〔7〕。因此, 在一定范围内随 α 片变粗, 会使 a_k 和 K_{Ic} 增加。

5. 蠕变强度

图4表示在490MPa应力下, 经400℃×

100小时的残余变形 ϵ 与 α 片厚度的关系。随着 b 值增大, ϵ 开始是缓慢增加, 大约在 $b=4\mu\text{m}$ 以后则迅速上升。因为 ϵ 越大, 说明蠕变强度越小; 所以蠕变强度也是随 α 片厚度的增加而下降的。这与高温强度下降是一致的。因为, TC6钛合金即使在400℃温度下, 晶粒内部强度仍比晶粒间界强度低, 因此晶界将干扰位错的移动, 蠕变只能在晶粒内部以滑移方式进行, 故 α 片薄的细晶材料具有高的蠕变强度。

根据上述分析, 说明对于即使具有网篮组织的TC6钛合金, 要想得到好的抗蠕变性能也必须把 α 片厚度控制在 $4\mu\text{m}$ 以下。

综上所述说明, 网篮组织中 α 片的厚度与机械性能之间存在着一定的关系。有关强度的特性均随 α 片厚度的增大而下降, 冲击韧性则随 α 片变厚而上升, 只有拉伸塑性存在峰值变化规律。因此必须根据零件的使用条件综合考虑各种性能, 从中选择最佳的配合。对于压气机盘来说, 为了保证具有较高的热强性能, 同时又有足够的塑性, b 值选在 $2.3 \sim 3.3\mu\text{m}$ 范围是比较合适的。

据上述研究结果, 如果在零件和半成品上直接观察或拍摄金相组织, 并与图1中的典型组织照片对比估计出 b 值, 那末就可以在不损坏原件的情况下推算出其机械性能。此外, 还可以根据锻件在不同使用条件下对性能提出的要求, 推算出锻件组织所需对应的 b 值, 从而通过一定的热加工与热处理来制造出具有所需显微组织的零件或半成品。这在实际应用上都是很有意义的。

结 论

1. 在TC6钛合金的网篮组织中, α 片厚度(b 值)与机械性能之间存在着一定的关系, 拉伸强度 σ_b , 高温强度 σ_b^{400} , 疲劳强度 σ_{-1} 和400℃蠕变强度均随 b 值的增加而下降; 冲击韧性 a_k 则随 b 值增加而上升; 而当 $b=3.3\mu\text{m}$ 时室温塑性出现峰值。

(下转第19页)

飞机雷达罩用防静电涂料

蔚 津

由玻璃纤维增强材料制成的飞机雷达罩,其表面不仅受到飞机在起飞、着陆时砂粒的撞击,飞行过程中高速气流的冲刷以及雨滴的侵蚀,而且由于与空气中尘埃、冰晶等粒子的相互摩擦使表面带有静电。当这种静电荷积聚很多使静电电压达到很高时,就形成放电现象。它严重干扰无线电罗盘的定位和通讯导航设备的正常运行,也是造成飞机遭受雷击的原因。为了清除这种危害,必须及时地将静电荷泄放掉。为达此目的,通常采用的办法是在雷达罩尖部安装放电刷或涂以功能涂层——防静电涂层。使静电荷通过涂层并通过连接涂层与机身的金属条,由机身上的放电装置泄放掉。

早在四十年代,国外就开始研究雷达罩表面的两种重要涂层:抗雨蚀涂层和防静电涂层。至今已研制成功了供三种温度等级下使用的抗雨蚀和防静电涂层,制订了相应的军用标准或宇航标准。这些涂层已在实际中得到应用。上述这两种涂层是配套使用的,我国在七十年代末研制成功了抗雨蚀涂层,防静电涂层是由我所与化工部涂料研究所共同研制的,1984年进行了试验室阶段的技术鉴定,目前正在试用。

(上接第11页)

2. TC6钛合金网篮组织的 σ_b 、 σ_{-1}^{400} 、 σ_{-1} 和 a_1 均与 $\lg b$ 呈线性关系,并且在前三者之间也存在直线关系: $\sigma_b^{400} = (0.76 \pm 0.03) \sigma_b$
 $\sigma_{-1} = (0.46 \pm 0.01) \sigma_b$

3. 在一定条件下可以通过控制 α 片厚度来达到改善机械性能的目的,如在TC6钛合金盘件的网篮组织中, α 片厚度在 $2.3 \sim 3.3 \mu\text{m}$ 范围内可以获得良好的综合性能。

参考文献

(1) Г.Д.Агарков и др., Полуфабрикаты

试验部分

通过资料和实物的分析,防静电涂层的实质是导电涂层。由于是涂敷在雷达罩的表面,因而不同一般导电涂层。它既要求导电,而导电性又不能太高。根据美国军标的规定,防静电涂层的表面电阻应在 $5 \times 10^5 \sim 1.5 \times 10^7 \Omega$ 范围。根据这一要求进行了以下试验。

(1) 导电物质种类及加入量的探索 根据上述要求,防静电涂料中的导电物质不能用良导体,如各种金属粉末。因为这些粉末加入基料中,虽然能使涂层具有良好的导电性,但对电磁波透过却有影响。经过试加一定数量的导电炭黑可起到兼顾二者的作用,因此在探索阶段选用了几种炭黑进行比较,并对加入量进行了初步试验。其结果如图1所示。

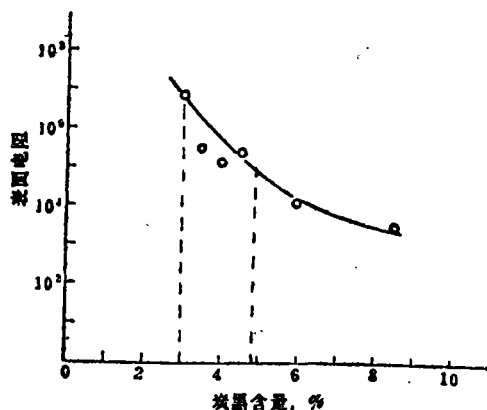


图 1

из титановых сплавов, Москва, 1979 стр.45.

- (2) Н.Ф.Аношкин и др., Металлография титановых сплавов, Москва, 1980, стр 264.
- (3) M.J. Bonassar et al, SAMPE Quarterly, Vol.17, No.4, 1981, P21.
- (4) W.W. Gerberich and C. Baker, ASTM 432, (1968), P80.
- (5) 麦克林, D., 金属中的晶粒间界, 杨顺华译, 科学出版社, 1965, 132页。
- (6) 周惠久、黄明志等, 金属机械性能, 中国工业出版社, 1961, 173页。
- (7) M.A. Greenfield et al, Titanium Science and Technology, Vol.3, 1973, P1731.