

研究与开发

人工林杉木、马尾松木材的断裂韧性

任海青¹, 江泽慧², 邵卓平³

(1. 中国林科院木材工业研究所, 北京 100091; 2. 中国林科院, 北京 100091; 3. 安徽农业大学森林利用学院, 合肥 230036)

摘要: 参照美国标准 E399 (ASTM 1981) 和我国国家标准“金属材料平面应变断裂韧性 K_{IC} 的测试方法”对人工林杉木、马尾松的断裂韧性进行测试。结果表明: 含有 TL 型裂纹的杉木断裂韧性为 $4.812 \text{ MPa} \cdot \text{mm}^{1/2}$, 马尾松的断裂韧性为 $9.667 \text{ MPa} \cdot \text{mm}^{1/2}$; 裂纹体的几何形状、尺寸对木材的断裂韧性无显著影响, 为保证满足平面应变状态和测定值的稳定性, 试件厚度推荐值为 $20 \sim 30 \text{ mm}$ (视木材年轮宽窄而定)。

关键词: 人工林; 杉木; 马尾松; 断裂韧性

中图分类号: S781.6 文献标识码: A 文章编号: 1001-8654(2001)01-0013-02

Fracture Toughness of Plantation Timber of Chinese Fir and Masson Pine

REN Hai-qing¹, JIANG Ze-hui², SHAO Zhuo-ping³

(1. Research Institute of Wood Industry, Chinese Academy of Forestry, Beijing 100091;

2. Chinese Academy of Forestry, Beijing 100091; 3. Anhui Agricultural University, Hefei 230036)

Abstract: Chinese Fir (*Cunninghamia lanceolata*) and Masson Pine (*Pinus massoniana*) were selected for study on fracture toughness. The test followed the standard of ASTM (E399) and GB 4161-84 “Method for plane-strain fracture toughness of metallic materials”. The testing results showed that K_{IC} in TL direction of Chinese Fir was $4.812 \text{ MPa} \cdot \text{mm}^{1/2}$ while Masson Pine was $9.667 \text{ MPa} \cdot \text{mm}^{1/2}$. Geometry and size of cracked specimen had no significant effect on fracture toughness. In order to satisfy the state of plane stress and stability of testing, thickness of specimen was recommended $20 \sim 30 \text{ mm}$ (decided by width of growth ring).

Key words: Plantation; Chinese Fir; Masson Pine; Fracture toughness

木材是一个非常复杂的高度各向异性的材料, 具有复杂的分子构造, 如纤维、导管、节子等。另外, 环境和加工过程如干燥, 都会对其力学性质产生较其他材料大得多的影响。自 Atack 等^[1]和 Porter^[2]首次将线弹性断裂力学应用到木材强度分析起, 断裂力学概念越来越多地被应用到实际问题中, 如切削加工, 构件尺寸、安全性评估和胶结的力学性质等^[3]。

国外学者对木材断裂和断裂韧性的研究比较多。最初将木材视为各向同性材料来研究其断裂行为, 取得一些满意的结果^[2,4~6]。但很多情况下, 各向同性体的假设并不完全准确, 因此必须选择合适的试件形状、尺寸来消除各向同性和正交各向异性的差别^[7]。同时, 必须使断裂韧性 K_{IC} 不受试件大小和形状的影响,

证明木材的断裂韧性是材料的基本性质, 仅仅受含水率、密度、温度等因素的影响。

美国标准^[8]对金属材料模式 I 的断裂韧性有 4 种测试方法, 其中紧凑拉伸试验的方法对木材比较适用。Triboulot 等^[9]认为, 在前人的文献中, 可以容易地找到许多临界应变能释放率和临界应力强度因子的具体数值, 但是可靠性不够, 因此他们着重讨论了木材试验过程中平面应变、弹性和各向异性的假设, 有限元法证明其在单边切口和双悬臂梁的试验中, 所得到的各种断裂韧性值是可靠的。本文引用这一假设, 认为试验时木材试样满足平面应变、弹性和各向异性的条件。

因为木材大部分破坏是顺纹扩展, TL、RL 方向的 K_{IC} 具有实际意义, 且 TL 方向的裂纹扩展与实际使用中的径裂纹非常相似, 因而本研究重点讨论木材

收稿日期: 1999-12-21

第一作者: 任海青 (1969-), 女, 中国林科院木材工业研究所讲师, 博士。

TL 方向的紧凑拉伸试样的 K_{IC} 值。

1 材料和方法

1.1 试验材料

杉木 (*Cunninghamia lanceolata*) 和马尾松 (*Pinus massoniana*) 均为 25 年生, 分别采自江西分宜市山下林场, 试材采集后按照 GB 1927-91《木材物理力学性质试验方法》进行试件制作。用于制作断裂韧性试样从树高 1.3~3.3 m 的木段上截取。首先将试材剖成中心板气干 7 个月, 然后沿与年轮相切的方向纵向锯解板材。锯成长方板后气干 1 个月, 然后主要参照美国标准 E 399 和我国国家标准“金属材料平面应变断裂韧性 K_{IC} 的测试”进行小试样制作。

1.2 试验方法与计算

木材断裂韧性的测试参照上述美国标准和我国标准进行。其计算公式如下:

$$K_I = \frac{P}{B \sqrt{W}} f(a/W)$$
$$f(a/W) = (2 + \frac{a}{W}) [0.886 + 4.64 \frac{a}{W} - 13.32 (\frac{a}{W})^2 + 14.72 (\frac{a}{W})^3 - 5.6 (\frac{a}{W})^4] / (1 - \frac{a}{W})^{3/2}$$

式中: P —外加载荷, MPa;
 B, W —试样厚度、宽度, mm;
 a —裂纹长度, mm;
 $f(a/W)$ —试样几何尺寸函数, 可用上式计算, 也可以查表。

采用 EXCEL 软件统计测定结果, 用单因素方差分析研究厚度对断裂韧性的影响。

2 结果与讨论

2.1 杉木、马尾松木材紧凑拉伸试样断裂韧性

表 1 杉木、马尾松木材断裂韧性及方差分析

Tab. 1 Fracture toughness of Chinese Fir and Masson Pine and their variance analysis

树种	个数	平均值	标准离差	标准误差	变异系数	准确指数
杉木	31	4.812	0.6417	0.11526	0.13336	0.02395
马尾松	31	9.667	1.1015	0.1978	0.11394	0.02046

杉木、马尾松的断裂韧性按照有效性检验, 其最小厚度 10 mm, 也满足平面应变条件, 故此条件断裂韧性即为杉木、马尾松的断裂韧性。

从测试结果看, 2 种木材的变异系数均小于 20%、准确指数均小于 5%, 表明试验数据是有效的。测得杉木断裂韧性的平均值为 4.812 MPa·mm^{1/2}、马尾松断裂韧性的平均值为 9.667 MPa·mm^{1/2}。

2.2 试样厚度对紧凑拉伸断裂韧性的影响

从图 1 可以清楚地看到, 马尾松试件的厚度对其断裂韧性没有显著性影响, 这同国外的许多研究结果是一致的^[3,9~11]。但杉木由于年轮较宽, 厚度小于 20 mm 的试件的测定数据比较分散 (见图 2)。说明在设计试件厚度时, 既要考虑到木材的构造特征, 例如早晚材的宽度、年轮宽度, 又要保证取材方便、经济, 没有缺陷, 同时还要满足试件是处于平面应变状态。从本试验结果来看, 推荐试样厚度取 20~30 mm 为宜。

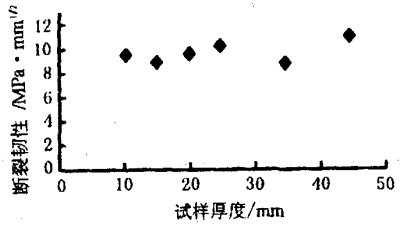


图 1 不同厚度马尾松试样的断裂韧性

Fig. 1 Fracture toughness of Masson Pine with different thickness

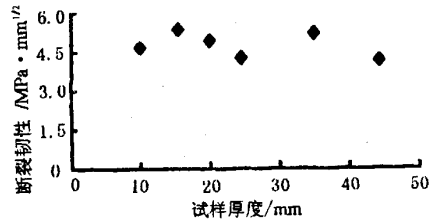


图 2 不同厚度杉木试样的断裂韧性

Fig. 2 Fracture toughness of Chinese Fir with different thickness

3 结论

1) 木材断裂韧性的测试原理是基于正交各向异性体之上。当裂纹位于主弹性平面内, 且载荷对称地作用在裂纹面上时, 可应用各向同性体断裂力学的理论与方法来完成。

2) 本试验表明, 裂纹体的几何形状、尺寸对木材的断裂韧性无显著影响。为保证满足平面应变状态和测定值的稳定性, 试件厚度推荐值为 20~30 mm (视木材年轮宽窄而定)。

3) 本试验测定的含有 TL 型裂纹的杉木试件断裂韧性为 4.812 MPa·mm^{1/2}, 马尾松试件的断裂韧性为 9.667 MPa·mm^{1/2}。

(下转第 20 页)

100%。试验按照国内生产实际,确定最大工作压力为 2.5 MPa,并将全部压缩变形取值为 1,则当 $y=2.5$ 时, $x=1$ 。将两组数据分别代入式(1),即可求得 $A=2.5$,则三次曲线公式为:

$$y=2.5x^3 \dots\dots\dots (2)$$

在实际计算中,通常要求得在一定的单位压力下完成的变形量,更常用的公式为:

$$y=0.737y^{\frac{1}{3}} \dots\dots\dots (3)$$

通过公式(3),即可近似地计算出在一定的单位压力 y 时,板坯压缩变形完成的百分比。

如果选用的最大工作压力不是 2.5 MPa,可将具体的数值代入式(1),再代入公式(2)和(3)求出。

采用以多泵系统作为主加液压系统为例,对于一定的液压系统方案,液压泵的电机功率、额定流量均为已知,所能达到的压力可由下式计算:

$$p=A \cdot \frac{N \cdot \eta}{Q} \dots\dots\dots (4)$$

式中: p —液压泵的最大工作压力/MPa;

N —电机功率/kW;

Q —液压泵的流量/($m^3 \cdot s^{-1}$);

η —液压泵的总效率,根据油泵类型选取;

A —不同单位制式时的换算系数,采用上述单位时为 $A=1 \times 10^3$ 。

由上式可求出低压、中压、高压各阶段由于电机功率的限制所能达到的压力。而不同阶段液压系统的流量值和加压速度为已知,通过公式(3)可求出不同阶段完成的压缩变形百分比和位移量,由加压速度和完成的位移量,可求出不同阶段所需的时间和总的升压闭合时间。

在运用公式(3)计算评估升压闭合时间时可以看出,上述因素对升压闭合时间的影响都可以得到反

映。板坯厚度大、压缩比大,总的压缩变形位移大,相应的位移量和所需时间也长,公式(3)所计算出的升压闭合时间也长;刨花板密度、木材密度、板坯压缩比、刨花形态、含水率等影响因素的不同,最终可以归结为对最大工作压力要求不同,最大工作压力高,所计算出的升压闭合时间也长。

公式(3)对刨花板多层和单层压机的液压系统设计都是适用的。在其他条件相同的情况下,如果多层压机的板坯总面积与单层压机相同,可以证明,液压系统在升压闭合时的工作状况亦相似。

对以上计算出的不同阶段所需时间和总升压闭合时间的分析,可找出影响升压闭合时间 T_3 的主要原因,作为进一步修改设计方案的依据。也可以通过计算完成多种设计方案的优化比较。

公式(3)已在刨花板多层压机和单层压机液压系统的优化设计和性能分析中应用,取得了满意的效果。

4 结束语

刨花板压机升压闭合时的压力-位移曲线在压机设计中很有必要。本文仅对其作了初步探讨,有必要进一步研究。

文中的近似计算公式简便易用,可操作性好,但有一定的偏差。主要用于液压系统设计方案的优化评估。

参考文献:

- [1] 陆仁书. 刨花板制造学[M]. 北京:中国林业出版社,1994,122~127.
- [2] Moslemi A A. 碎料板[M]. 申宗圻,等译. 北京:中国林业出版社,1980,259~271.
- [3] 汪华福. 木材工业实用大全·刨花板卷[M]. 北京:中国林业出版社,1998,169~178.
- [4] Отделл А. 等. 刨花板手册[M]. 诸葛俊鸿,等译. 北京:中国林业出版社,1988,228~233.

(上接第 14 页)

参考文献:

- [1] Atack W. et al. The Energy of Tensile and Cleavage Fracture of Black Spruce[J]. Tappi, 1961, 44(8):555~567.
- [2] Porter A W. On the Mechanics of Fracture in Wood[J]. Forest Products Journal. 1964, 14(8):325~331.
- [3] Stanzl-Tschegg S E. Tan D M. Tschegg E K. New Splitting Method for Fracture Characterization[J]. Wood Sci. Technol. . 1995, 29:31~50.
- [4] Pellicane P J. Ultimate Tensile Strength Analysis of Wood. Ph. D. Dissertation[J]. Colorado State University, 1980.
- [5] Schniewind A P. Centeno J C. Fracture Toughness and Duration of Load Factor I: Six Principal Systems of Crack Propagation and the Duration Factor for Cracks Propagation Parallel to Grain[J]. Wood Fiber. 1973, 5(2):152~159.
- [6] Schniewind A P. Poznaik R A. On the Fracture Toughness of Douglas Fir Wood[J]. Engineering Fracture Mechanics. 1971, 2(3):223~233.
- [7] Walsh P F. Linear Fracture Mechanics in Orthotropic Materials [J]. Eng. Fract. Mech. . 1972, 4:533~541.
- [8] American Society for Testing and Materials. Standard Methods for Plane-strain Fracture Toughness of Metallic Materials. ASTM Designation E399-74. 1981.
- [9] Triboulot P. Jodin P. Pluvinaige G. Validity of Fracture Mechanics Concepts Applied to Wood by Finite Element Calculation[J]. Wood Sci. and Technol. . 1984, 18:51~58.
- [10] Boatright S W J. Garrett G G. The Effect of Microstructure and Stress State on the Fracture Behaviour of Wood[J]. J. of Materials Sci. . 1983, 18:2181~2199.
- [11] Fonselius M. Riipola K. Determination of Fracture Toughness for Wood[J]. J. of Structural Engineering. ASCE 1992, 118 (7):1727~1740.