

片持梁の平面曲げ疲労について

満久 崇磨*・佐々木 光*

Takamaro MAKU* and Hikaru SASAKI* : The Plane Bending Fatigue Test of Glued Laminated Wood Cantilever.

集成材は普通厚さ 1 ～数 cm の板を接着集成するから、これらの接着層を含んだ集成材の諸性質を調べる場合には、非常に大きな試験片や試験機が必要になるので、実際には前報の如く素材および積層材の小寸法試験片によつて詳しい実験を行ない、その結果を比較して集成材の性質を察知せざるを得ない場合が多い。

然し、実際に破壊がどのように発生し、かつ進行するか、繰返し応力をうけた梁の各部分の性質がどのように変化するか、あるいはボルト孔や切欠きをもつた場合、その周辺の応力がどのように分布し、破壊がどのように発生するか等の諸問題は、できるだけ実際に近い大寸法の試験片によつて調査する必要がある。本研究はこの目的のため、比較的大寸法の集成材試験片を用いて行なつた実験結果である。

I 平滑な片持梁の疲労

1 実験方法

厚さ 12 mm の板目のタイワンヒノキ (*Chamaecyparis formosensis* MATSUM.) 気乾材 5 枚を尿素樹脂接着剤によつて冷圧集成し、数カ月間室内に静置した後、高さ約 6 cm、巾約 5 cm、長さ約 135 cm の集成梁を作り表面を鉤掛けして試験片とした。その接着条件は次の通

Table 1. Physical and Mechanical properties of TAIWANHINOKI (*Chamaecyparis formosensis* MATSUM.)

Density (air dried) γ (g/cm ³)	Annual ring width b (mm)	Moisture content u (%)	Strength			
			Bending σ_b (kg/cm ²)	Tension σ_t (kg/cm ²)	Compression σ_c (kg/cm ²)	Adhesion ¹⁾ τ_a (kg/cm ²)
0.48	1.1	11.2	712	1230	480	80

Elastic constant				
E_L ²⁾ (10 ⁴ kg/cm ²)	E_T ³⁾ (10 ⁴ kg/cm ²)	E_{45} ⁴⁾ (10 ⁴ kg/cm ²)	μ_{LT} ⁵⁾	G_{LT} ⁶⁾ (10 ⁴ kg/cm ²)
10.5	0.54	1.19	0.62	0.92

- 1) Urea resin adhesive, in block shear test.
- 2) YOUNG's modulus in L (fiber) direction.
- 3) YOUNG's modulus in T (tangential) direction.
- 4) YOUNG's modulus to an angle of 45° in the L - T plane.
- 5) POISSON's ratio in the L - T plane associated with a stress parallel to the L axes.
- 6) Rigidity modulus associated with the directions of L and T , which was calculated from following equation, $G_{LT}=1/\{(2\mu_{LT}-1)/E_L+4/E_{45}-1/E_T\}$.

*木質材料研究部門, Div. of Composite Wood, Wood Res. Inst., Kyoto Univ.

りである。

塗布量 40 g/ft², 圧縮圧 8 kg/cm², 圧縮時間 24 hrs, 硬化剤 NH₄Cl 10% 溶液を 5% 添加。

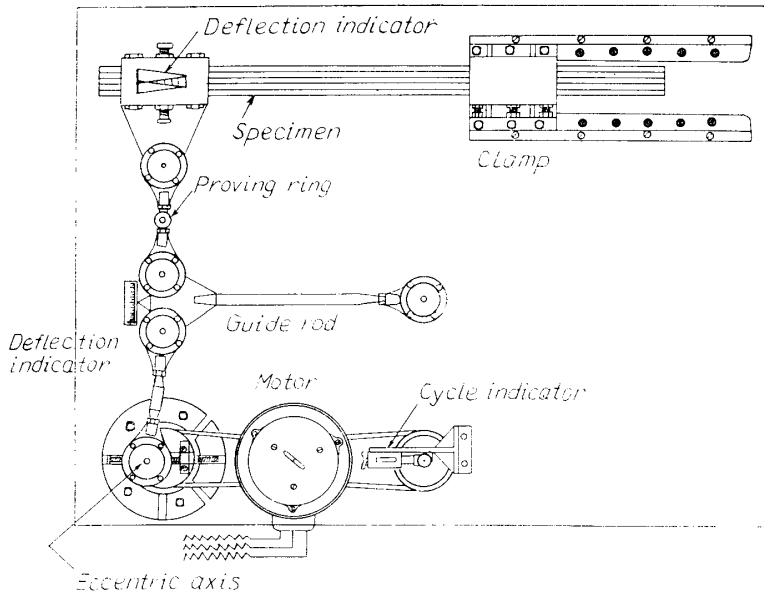


Fig. 1. Details of plane bending fatigue testing machine.

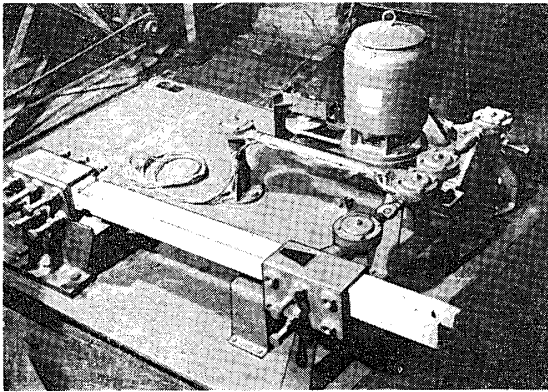


Fig. 2. Plane bending fatigue testing machine.

Table 1 には集成材用タイワンヒノキの強度的諸性質を示した。Fig. 1, 2 は本実験のために特に設計製作した平面曲げ疲労試験機で、片持梁に毎分約 700 回の一定撓みの繰返し曲げを与えるように作られている。本実験では上記試験片をこれに取付け、次の 2 種類の最大垂直応力と繰返し数を与えた。

- 1) 最大応力 $\sigma_s = 150 \text{ kg/cm}^2$, 繰返し数 $N \div 10^6$,
先端荷重 $P \div 52 \text{ kg}$,
スパン $L = 90 \text{ cm}$
- 2) $\sigma_s = 300 \text{ kg/cm}^2$,
 $N \div 10^6$, $P \div 113 \text{ kg}$,
 $L = 80 \text{ cm}$

測定項目は次の如くである。

- i) 破壊の進行状態の観察
- ii) 先端荷重 P の変化
- iii) 疲労試験後の梁の各部の静的な強度的諸性質

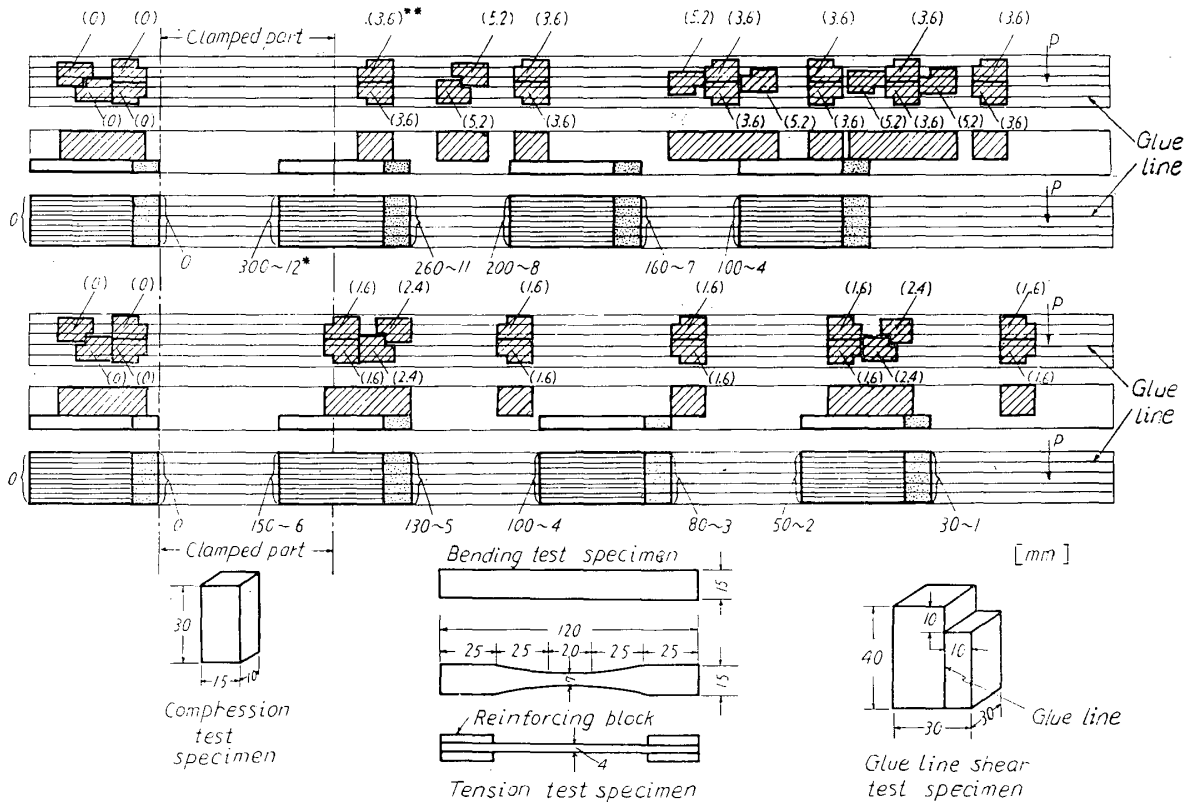
i), ii) の測定を行なうためには適宜運転を休止し, proving ring によつて (Fig. 1 参照) 最大撓みを与えた時の先端荷重を測定し,

同時に破壊線の有無, その発生状態を拡大鏡で肉眼的に観察した。iii) の測定には所定の繰返し試験を行なつた後, 梁の確実に損傷していない部分から Fig. 3 に示すような曲げ弾性係数 (および引張強度), 圧縮強度および接着剪断強度測定用の小試片を採取し, 数日間調湿した後, それぞれ強度試験を行なつた。曲げ弾性係数用試片は試片中央に集中荷重を加えて撓みを測定した後引張試片に作り直した。なお小試片に与えられた繰返し応力の値は片持梁の弾性式から計算した試片中央部の値を以て示し, 対照試片は固定部の外側の無応力部分から採取した。

2 実験結果

A 破壊の発生状態と先端荷重の変化

前述 1) すなわち明らかに疲労強度以下と考えられる最大応力の繰返し曲げの場合は, 当然



* Numbers indicate values of the normal stress repeated.

** Numbers in parentheses indicate values of the shearing stress repeated in the glue line.

Fig. 3. Specimens for compression, tension, bending and shear tests cut out of the glued laminated cantilever beams.

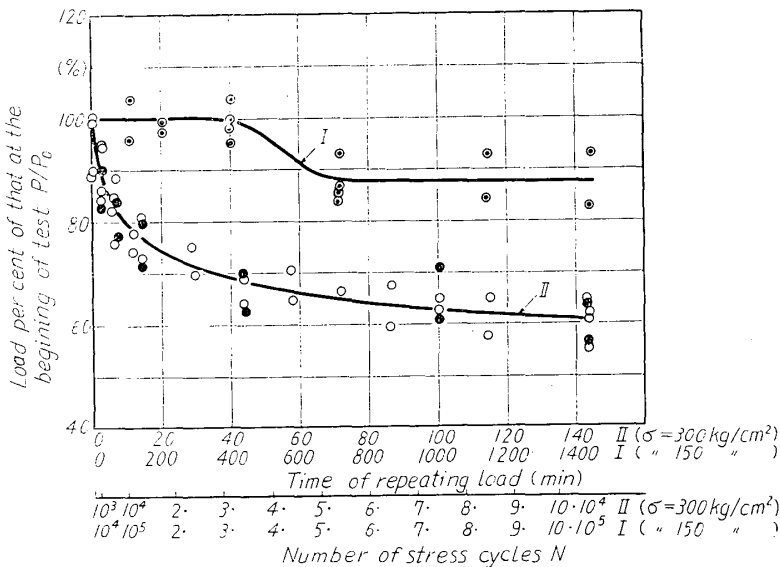


Fig. 4. Load as functions of time or stress cycles of the test.

前述 2) すなわち最大応力 300 kg/cm^2 はタイワンヒノキと強度的性質が比較的に似ているヒノキ (*Chamaecyparis obtusa* Endl.) の回転曲げ疲労の S-N 曲線 (前報) を参考にすると 10^4 附近の時間強度に相当する。この場合の破壊の進行を観察すると、例えば Fig. 5 に示

のことながら $N \div 10^6$ でも破壊は全く起らない。しかし詳しく観察すると固定端の側面に拡大鏡でかすかに **compression failure** らしい **hair line** の存在が認められた。ここにはかなり強いいわゆる **slip line** が仮導管膜に存在すると想像される。**Fig. 4** は先端荷重と繰返し数（または荷重時間）との関係であるが図中 **I** の曲線が $(3 \sim 5) \times 10^4$ 附近で急におちているのはおそらくこのためであろう。

す如く繰返し数 $10^2 \sim 10^3$ までの間に最大応力断面の外側から内部へ向つて繊維に直角な引張圧縮による亀裂が比較的早く発生する。この亀裂により断面が縮小するため先端荷重 P は急速

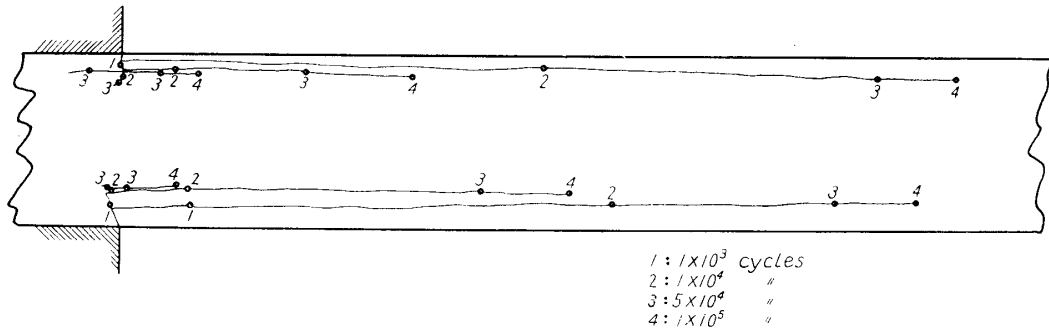


Fig. 5. Development of failures in a specimen ($\sigma_{max.} = 300 \text{ kg/cm}^2$).

に減少するが (Fig. 4), 同時に梁に切欠きの効果を与えることになるから II・2・A・d に説明している如く (Fig. 22) 切欠き端における剪断破壊の起る可能性が強くなる。すなわちこの期間の後半に梁軸に沿う第1次剪断破壊が発生している。

もし繰返し応力が一定であれば, 引張圧縮破壊が比較的早く中立軸に向つて進行すると共に割裂剪断破壊を伴う急激な試験片の破壊を起し, その時の繰返し数は大体 10^4 附近にあることが推定できる。撓み一定の場合は繰返し数 10^3 から 10^4 にかけて引張圧縮破壊が中立軸に向つて徐々に進行すると共に先端荷重 P の低下が次第にゆるくなり, その後期に第2次割裂剪断破壊が第1次破壊線の内側に梁軸に沿つて発生する。 10^4 から 10^5 にかけて繰返し応力低下のため引張圧縮破壊はほとんど発達せず割裂剪断破壊が次第に自由端に向つて進むだけで (II・2・B・4 および Fig. 31 参照) 断面の破壊を伴わない。

B 繰返し応力をうけた材の強度

Fig. 6 に疲労試験後の梁の各部分の弾性係数の無応力部分の値に対する比と繰返し応力との

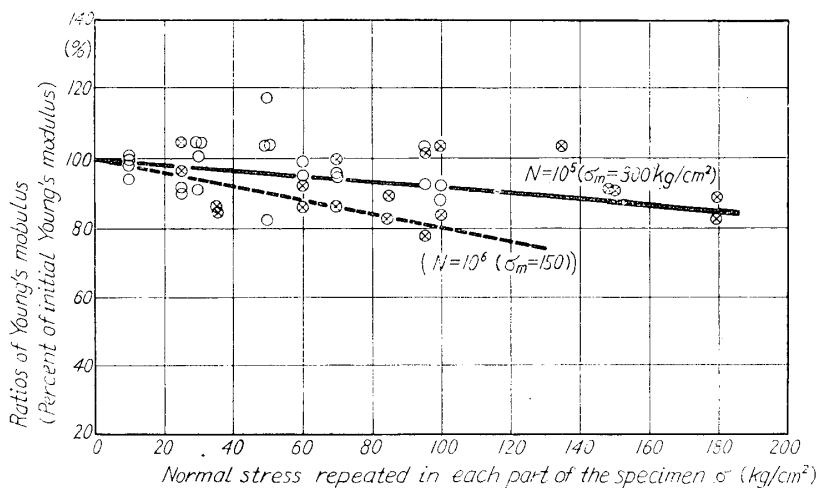


Fig. 6. Relations between repeated stress and YOUNG's moduli in each part of the specimens.

関係を示した。図から明らかな如く, 繰返し応力が大きいほど, また繰返し数が大きいほど, 弾性係数が低下し, 両者の関係は半対数グラフ上にはほぼ直線をもつて示すことができる。この場合の小試片に加えられた最大繰返し応力 180 kg/cm^2 は曲げ破壊応力 712 kg/cm^2 の約 25% に相当するから, 疲労強度またはそれ以下の応力とみなす

ができる。本実験では小試片の採取にあたって片持梁にできた破壊が少しでも影響するおそれのある部分を極力さけたため繰返し応力をこのように低い値にとどめざるを得なかつた。さて KOMMERS¹⁾ が Sitka spruce (*Picea sitchensis* CARR.) の合板 (Tegobond) に 5×10^3 の繰返し曲げを与えた後に弾性係数を測定した結果によると、繰返し応力が破壊応力の 65% になつて初めて弾性係数が低下しはじめているが、本実験結果の如く繰返し数が多くなると、このような小応力の繰返しが、引続き説明する如く引張強度や圧縮強度に影響を与えないで、弾性係数のみに影響を与える事実は今後さらに研究すべき興味ある問題である。Fig. 7~9 には引張り、圧縮強度および接着剪断強度の無応力材の破壊強度に対する比と繰返し応力との関係を示し

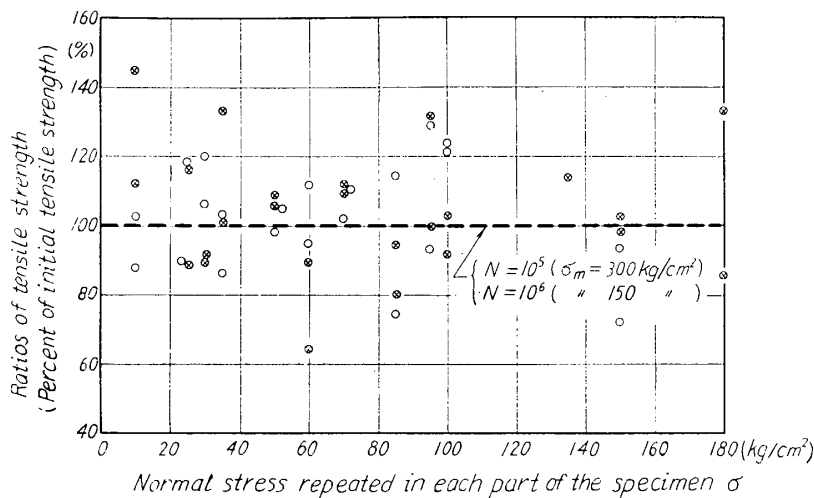


Fig. 7. Relations between repeated stresses and tensile strengths in each part of the specimens.

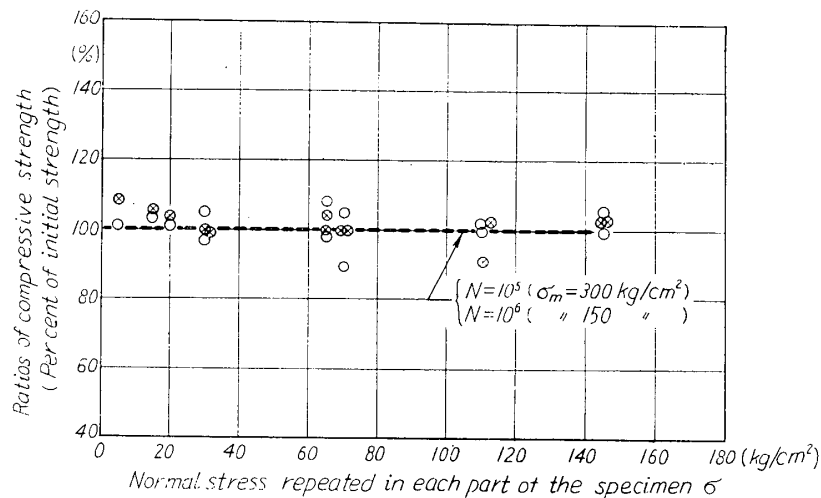


Fig. 8. Relations between repeated stress and compressive strength in each part of the specimens.

た。但し接着剪断試験片は本部破断率がいずれも 100% であつたから、これはむしろ素材の繊維に平行な剪断強度と考えるのが妥当であろう。この値が特にバラツキの多いのは板目接着のため、接着面の春・秋材率のバラツキが大きく影響しているのであろうと推察される。これらの図には $N=10^5$ の場合の測点だけを示したが $N=10^6$ の場合も全く同様である。これ等の図から上記の静的諸強度はこの程度の繰返し応力と繰返し数では、無応力材のそれと全く変わらないという事ができる。

さて引張り試片に加えられた最大曲げ応力比は弾性係数の場合と同様約 25%、圧縮試片のそれは $145/712 = 20.4(\%)$ で、いずれも疲労強度附近またはそれ以下の応力で、この応力範囲では曲げ強度もまたほとんど

影響を受けないことが KOMMERS¹⁾ により Sitka spruce の合板について報告されている。剪断試片に加えられた最大繰返し剪断応力の破壊応力に対する比は $5.5/79.7 = 6.9(\%)$ にすぎない。木材または木質材料が繰返し剪断応力をうけた場合の疲労強度についての報告は非常に

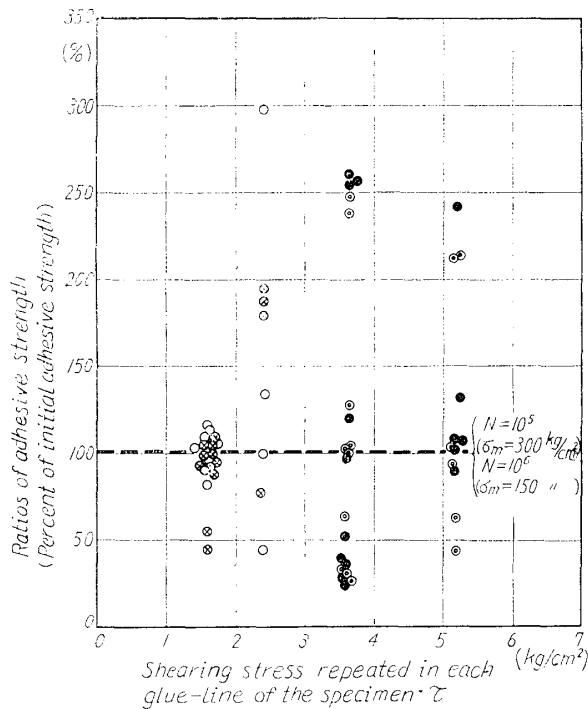


Fig. 9. Relations between repeated stress and block shear strength of glue-lines in the specimens.

ply 集成材をもちいて Fig. 10 に示すような 4 種類の試験片を夫々 2 本ずつ作った。図に示すように荷重はすべて接着層に平行に与え Type A では梁の最大応力部の近くに接着層に平行な直径 16 mm の円孔を穿ち、Type B では同様の円孔を接着層に垂直に穿ち、Type C では最大応力部の近くの両側面に接着層に平行な幅 32 mm、深さ 8 mm の切欠き溝を作り、Type D では同様の切欠きを梁の上下面に、すなわち接着層に垂直に作った。なお片持梁のスペンは 70 cm とした。また、図に示すように、A、B、C の 3 つのタイプの固定端に、固定による応力集中を軽減するため一端をスカーフに削った厚さ 0.5 mm のヒノキ柱目板を接着した。

試験項目は次の 3 つである。1) 疲労試験に先立つて試験片に応力塗料を施し、その先端に静的な曲げ荷重を与え、梁におけるはじめの応力分布状態を測定する。2) この応力分布を基にして、先端に与える繰返し荷重の大きさを決定し、疲労試験を行ない、繰返し数と破壊の進行状態を観察し、あわせて先端荷重 P の変化を測定する。3) ある程度、疲労破壊を生じた試験片上の応力分布の状態を応力塗膜によつて測定する。

塗料の使用法は既報¹⁾ に詳しくのべてあるが、その概略は次のとおりである。すなわち、試験片を下地用黒エナメルで目止めし、約 2 週間静置乾燥した後、サンドペーパーで仕上げ、その上に約 0.1 mm の厚さに市販の熱乾燥用応力塗料を吹き付け、室内に静置して、塗膜が適当な感度に達した後(約 20 日後)、静荷重を与えて亀裂模様を染色し、亀裂密度から、ひずみ分布を求め、応力に換算する。

この応力換算に必要なタイワンヒノキの弾性定数は、小型の試験片によつて求め、Table 1

少ないが、例えば LEWIS²⁾ の tension glue shear の疲労試験結果(樹種 Douglas fir, *Pseudotsuga taxifolia* BRITT.; white oak, *Quercus alba* L., 接着剤 resorcinol resin, 木部破断率ほぼ 100%) では $N=10^7$ における時間強度が剪断接着力の 40~45% であること、MOSLEMI³⁾ の接着層の torsion shear 疲労試験結果(樹種 hard maple, *Acer barbatum* MICHX., 接着剤 casein glue, 木部破断率 10% 以下) によると 10^7 における時間強度が約 25% であることから推察して、上述の繰返し最大剪断応力は疲労強度のそれよりはるかに低く、引張り、圧縮の場合と同様繰返し応力の影響をうけないとみなすことができる。

Ⅱ 円孔または切欠きをもつ片持梁の疲労

1 実験方法

前節と同様に作製したタイワンヒノキ、5-

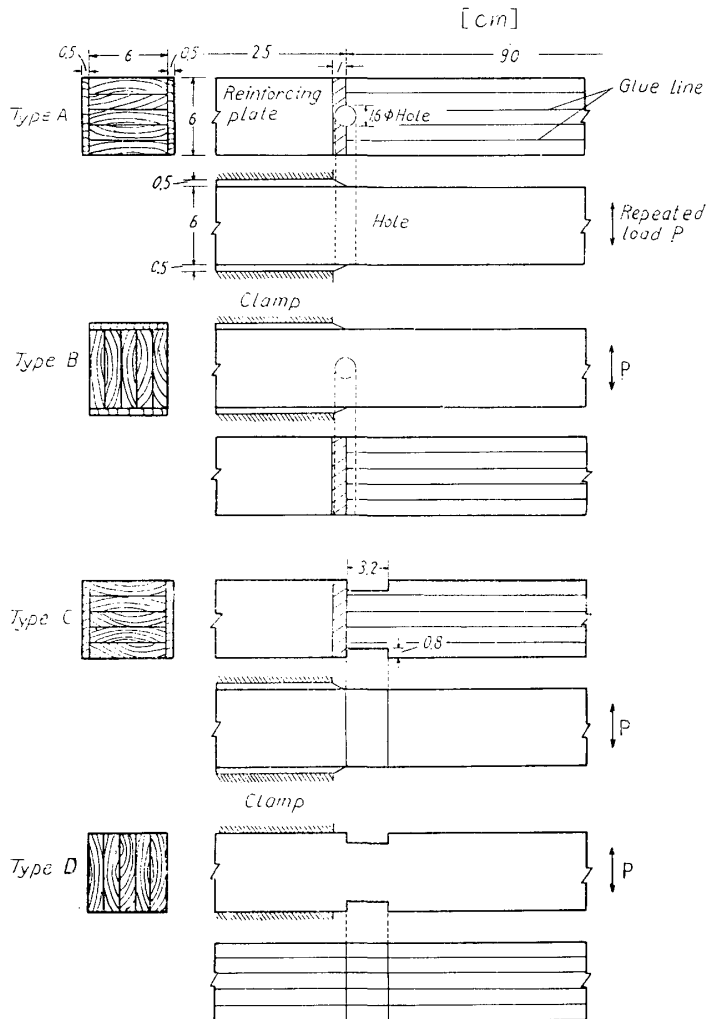


Fig. 10. Holed or notched specimens of glued laminated wood.

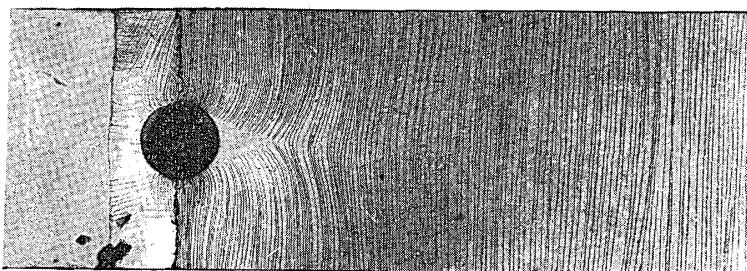


Fig. 11. Crack patterns of strain sensitive lacquer coating on a holed beam (type A) by a statical load perpendicular to the photograph (before repeating load).

の如き結果を得た。計算には、応力塗膜の亀裂から求めた最大ひずみの分布（最小主ひずみ ϵ_2 の小さい点では $\epsilon_2=0$ とした）と弾性定数を用いて直交異方弾性体としての近似計算を行なった。

2 実験結果

A 破壊発生前の梁における応力分布と破壊の進行

(a) Type A の場合

1) 破壊発生前の梁における応力分布

疲労試験を行なう前の破壊していない片持梁について求めた応力塗膜の亀裂模様は Fig. 11 のごとくで、この模様から、試片上の任意の点の最大主ひずみ ϵ_1 の方向（亀裂に直角）がわかる。また、これから算出された応力の分布は、Fig. 12 に示すごとくである。

円孔を除いた梁断面 $\overline{mn}$ の表面応力の平均値を σ_0 とすると、 σ_x の最大 σ_{max} は円孔上の m 点に生じ、その形状係数 σ_{max}/σ_0 の値は大体 2 ~ 2.5 である。この値は梁の見かけの断面（円孔を除かない断面）の表層応力 σ_0' を用いると大体 3 となり、等方体の単純引張りの場合にほぼ等しい。また繊維間のすべり応力 τ_{xy} の最大値は、円孔周縁の繊維軸から $70 \sim 80^\circ$ 傾いた点に生じ、その値は σ_0 の 17 ~ 18 % である（ σ_0' を用いると 22 %）。

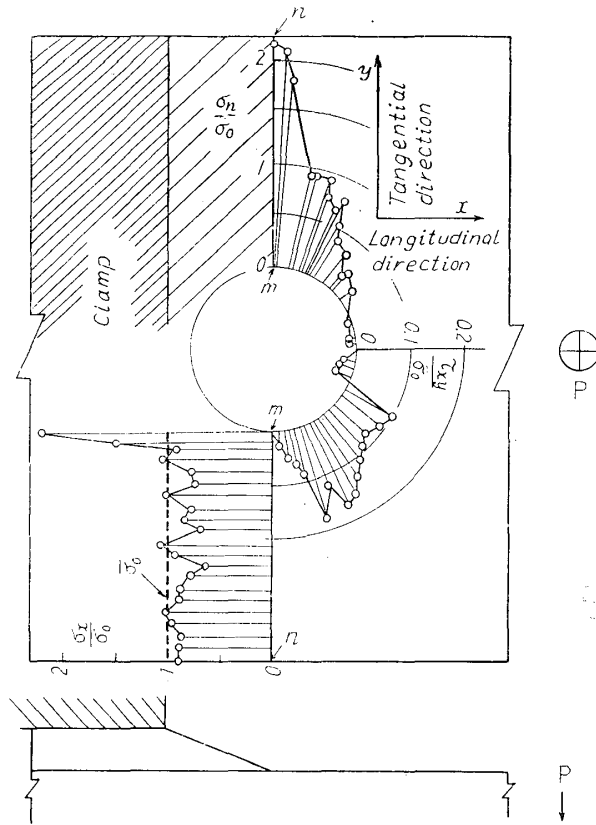


Fig. 12 Stress distribution on a skin of holed beam (type A) before repeating load.

- σ_n : Hoop stress around a hole.
 σ_x : Normal stress component in longitudinal direction of the specimen.
 τ_{xy} : Shearing stress associated with x and y directions of the specimen.
 σ_o : Average normal stress on the mn line.

ここに用いたタイワンヒノキの繊維方向の引張・圧縮およびせん断強さは、Table 1 に示すように、1,230 kg/cm²、480 kg/cm² および 80 kg/cm² であるから、ここでは σ_{max} による破壊が先行すると考えられる。

2) 疲労による破壊の進行

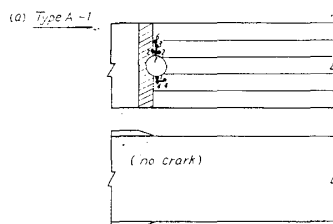
前節 2.A で説明した如く、初期荷重の値が小さいと破壊があまり進まないから、破壊の進行状態を詳しく観察するためには初期荷重の大きさを適当に選ぶ必要がある。そのため前項で求めた応力分布を参考にして次の2種類の初期応力を決定した。

$$\text{Type A} \begin{cases} P=45 \text{ kg}, \sigma_{max} \div 250 \text{ kg/cm}^2 \\ P=95 \text{ kg}, \sigma_{max} \div 530 \text{ kg/cm}^2 \end{cases}$$

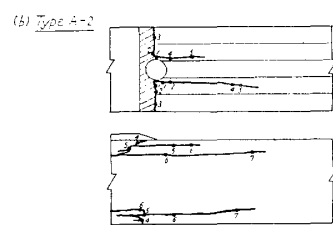
ここに P は先端荷重、 σ_{max} は最大垂直応力である。

タイワンヒノキの曲げ強度は、規格試験によれば、712 kg/cm² で、上記 250 kg/cm² の値は大体繰返し数 10⁵ における時間強度に相当すると考えられる⁵⁾。

さて、疲労試験中の破壊の進行状態を観察した結果を示すと Fig. 13 のように、まず最大応力 250 kg/cm² の場合 (a 図) は大体 2×10⁴ あたりで、1) の応力分布か



$P=45 \text{ kg}$	$\sigma_o=118 \text{ kg/cm}^2$	$\sigma_{max}=250 \text{ kg/cm}^2$	
Load cycles			
1 : 2.0×10^4	2 : 2.0×10^5	3 : 2.5×10^5	4 : 3.6×10^5
5 : 5.0×10^5	6 : 8.5×10^5		



$P=95 \text{ kg}$	$\sigma_o=250 \text{ kg/cm}^2$	$\sigma_{max}=530 \text{ kg/cm}^2$	
Load cycles			
1 : 3.0×10^1	2 : 1.7×10^2	3 : 1.1×10^3	4 : 2.3×10^3
5 : 4.6×10^3	6 : 1.0×10^4	7 : 2.0×10^4	

Fig. 13. Development of failures of the holed specimen (type A) by repeating load.

ら予想した如く、円孔周縁に垂直応力 σ_{max} による破壊が発生し、これと共に先端荷重 P が急激に減少する (Fig. 14)。その後繰返し数と共に、この繊維に垂直な破壊は、梁の外側に向かつて発達し、途中、所々に繊維に沿うせん断割裂破壊が派生するが、繰返し数 $10^5 \sim 10^6$ 附近になると垂直破壊およびせん断割裂破壊はそれほど進行しない。最初の破壊の発生する繰返し数 2×10^4 は予想された値 10^5 に比してかなり低い。これはサイズ効果が影響しているかもしれないが、あるいはまた金属などとは逆に、形状係数 < 切欠き係数の関係が存在するため

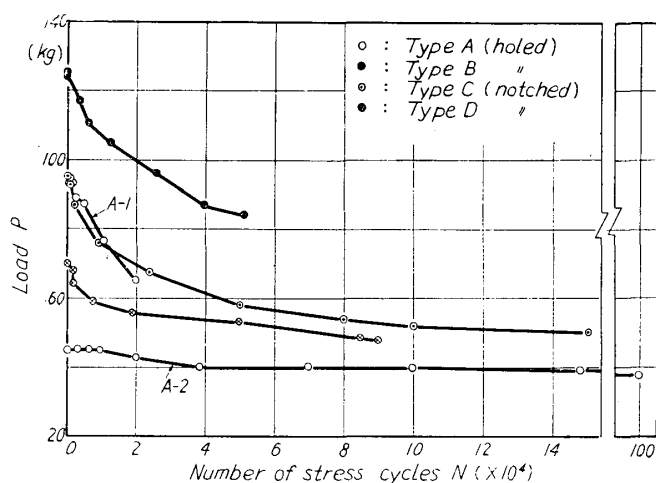


Fig. 14 Decrement of loads as functions of number of load cycles.

この試験機は撓み一定であるから平滑試験片の場合同様、試験片の弾性の低下、クランプのゆるみ、試験片の破壊などにより先端荷重 P は減少する。試験片に上記の初期荷重を与え、繰返し数 $10^4 \sim 10^6$ の範囲で疲労試験を行なった場合の P の変化は一括して Fig. 14 に示すごとくで、これを Fig. 13 と比較すると先端荷重が主として破壊の発生による有効断面の減少に伴って低下していることがわかる。

(b) Type B の場合

1) 破壊発生前の梁における応力分布

疲労試験前の破壊のない梁について求めた応力塗膜の亀裂模様と応力分布を Fig. 15 および

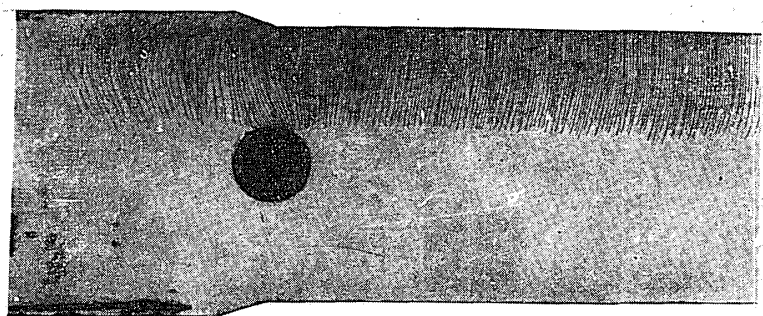


Fig. 15. Crack pattern of strain sensitive lacquer coating on a holed beam (type B) by a static load parallel to the photograph (before repeating load).

あるかも知れない。次に最大応力 530 kg/cm^2 の場合は、非常に僅かの繰返し数において円孔周縁に垂直応力による破壊が発生し、 2×10^3 に入る頃には破壊は、円孔端から梁の側面まで完全に横断し、かつその途中に派生したせん断割裂破壊線は梁の先端に向つて繰返し数と共に発達する。また、梁の側面をみると、その最大応力部で発生した破壊が、梁の中立軸に向つて発達すると共に、途中所々に繊維に沿うせん断割裂破壊を伴っているのは平滑試験片の場合におけると同様である。

16に示した。図から判るように、梁側面の応力分布は、全体として、円孔をあけない場合と大差ないが、 m 点の応力の高いことが特徴である。また、その最大応力 σ_{max} は円孔附近の梁の表層に現われ、円孔のない場合の理論値より約10%大きく、最初の破壊はここに発生すると思われる。

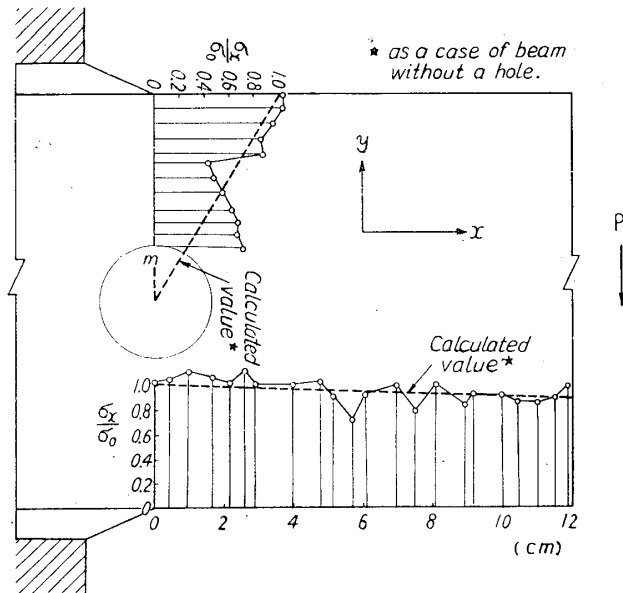


Fig. 16. Stress distribution on the side of a holed beam (type B) before repeating load.

σ_0 : Maximum normal stress calculated as the case of beam without a hole.
 σ_x : Normal stress component in longitudinal direction of the specimen.

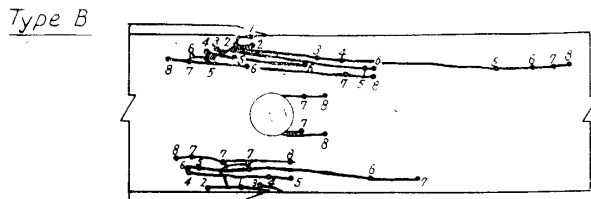


Fig. 17. Development of failures of a holed specimen (type B) by repeating load.

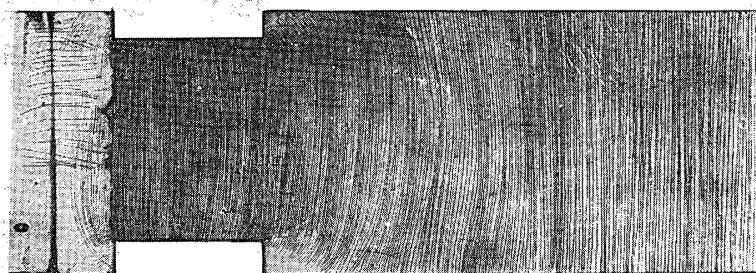


Fig. 18. Crack pattern of strain sensitive lacquer coating on a notched beam (type C) by a statical load perpendicular to the photograph (before repeating load).

2) 疲労による破壊の進行

この場合の繰返し初期荷重 P は次の如く選んだ。

$$P = 112 \text{ kg} \quad \sigma_{max} = 520 \text{ kg/cm}^2$$

最初の破壊は Fig. 17 に示すように繰返し数 10^3 に入ると、1) の応力分布から予想される梁の最大応力部の近くに梁を横断する表層破壊として生じ、それが繰返し数と共に梁の中立面に向かつて発展し、同時にせん断割裂破壊が派生する。さらに繰返し数 4×10^4 になると、円孔周縁にせん断割裂破壊が現われる。

(c) Type C の場合

1) 破壊発生前の梁における応力分布

Fig. 18 および 19 に破壊発生前の応力塗膜の亀裂模様とこれから算出した応力分布を示す。

Fig. 19 では、梁表面で切欠き底の中央A点の繊維方向の応力 σ_A を近似的に

$$P = 122 \text{ kg} \quad \sigma_{max} = 250 \text{ kg/cm}^2$$

Load cycles

1 : 9.8×10^2	2 : 1.9×10^3	3 : 3.9×10^3
4 : 6.4×10^3	5 : 1.3×10^4	6 : 2.6×10^4
7 : 4.0×10^4	8 : 5.1×10^4	

切欠き底の公称応力に等しいと考え、これを基準にとると、切欠き底の端部、特に荷重に近い隅 (B_2) で約 2 倍、clamp 側の隅 (B_1) では約 1.5 倍の応力集中がみられ、この B_2 から少し荷重端に寄つた点Cでは繊維に沿うせん断応力 τ_{xy} の最大値が現われ、その値は σ_A の 8 % 程度である。従つて (a)・1) に述べたと同様、

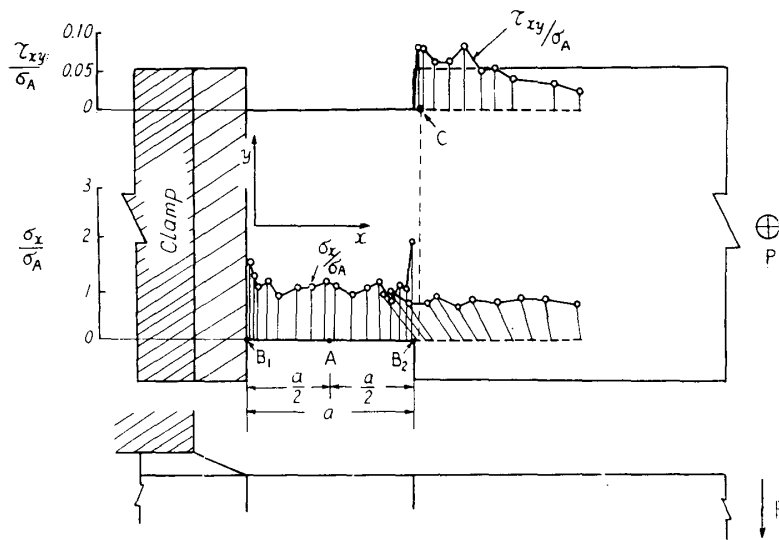


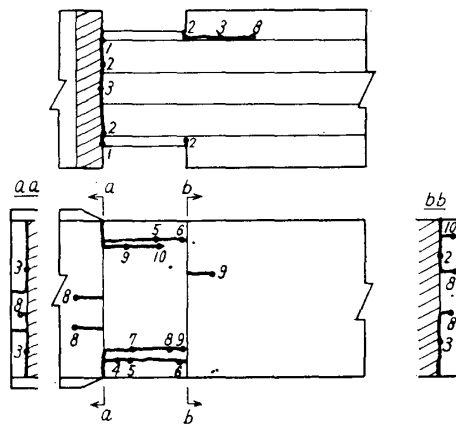
Fig. 19. Stress distribution on a notched beam (type C) before repeating load.

σ_x : Normal stress component in x direction.

σ_A : σ_x at a point A.

τ_{xy} : Shearing stress associated with the axes of x and y .

Type C



$P=95 \text{ kg}$ $\sigma_{max}=500 \text{ kg/cm}^2$

$\sigma_A=250 \text{ kg/cm}^2$

Load cycle

1 : 2.6×10^2	2 : 9.2×10^2	3 : 2.8×10^3
4 : 8.1×10^3	5 : 1.0×10^4	6 : 2.4×10^4
7 : 5.0×10^4	8 : 8.0×10^4	9 : 1.0×10^5
10 : 1.5×10^5		

Fig. 20. Development of failures of a notched specimen (type C) by repeating load.

隅 B_2 の表層に生じている。これは 1) の応力分布から予想される順序と逆になつており、その原因は明らかでないが、繰返し数が比較的に接近していること等から考えて **clamp** の締めつけ方や亀裂密度の測定の誤差も関係していて、この程度の応力の差では B_1 , B_2 のどちらに先に破壊が発生するか断言出来ないと考えるのが妥当であろう。その後 B_2 附近から繊維に沿う剪断割裂破壊が発生し、同時に B_1 の引張圧縮破壊が中立軸に向かって発達しているのは、応力分布図から当然予想されることである。

(d) Type D の場合

1) 破壊発生前の梁における応力分布

Fig. 21 および 22 に塗膜の亀裂模様と応力分布を示す。C の場合と同様、切欠き中央 A 点の

この場合も B_2 点における繊維方向の応力による破壊が先行すると考えられる。

2) 繰返し荷重による破壊の進行

この場合の初期荷重 P は次のように定めた。

$P=95 \text{ kg}$,

$\sigma_{max} \div 500 \text{ kg/cm}^2$

$\sigma_A \div 250 \text{ kg/cm}^2$

ここに、 σ_A は Fig. 19 の A 点における繊維方向の応力である。

最初の破壊は Fig. 20 に示すように繰返し数 2.6×10^2 附近で、**clamp** に近い切欠き隅 (B_1) の表層に発生し、続いて荷重側切欠き

繊維方向の応力 σ_A を切欠き底における公称応力に近似であると仮定し、これを基準にとつて示すと、切欠き隅 B_1 および B_2 から少し入った C_1 および C_2 には繊維に沿うせん断応力 τ_{xy} の最大値が現われ、その値は σ_A の約 25% にも達する。このことから前述の値を参照して、この梁では C_1 , C_2 で繊維間のせん断破壊が先行する可能性がありそうである。

2) 繰返し荷重による破壊の進行。

この場合の初期荷重 P を次のように定めた。

$$P = 70 \text{ kg}, \quad \sigma_{max} \div 500 \text{ kg/cm}^2, \quad \sigma_A \div 250 \text{ kg/cm}^2, \quad \tau_{max} \div 60 \text{ kg/cm}^2$$

但し τ_{max} は最大剪断応力。

最初の破壊は Fig. 23 に示すように、極めて僅かな繰返し数において1)に説明した如く、切欠きの clamp および荷重側の隅に繊維に沿うせん断破壊として発生する。この破壊は繰返し数と共に主として梁の先端に向かつて伸展してゆくが、 10^4 に入る頃には clamp 側の切欠き隅に引張圧縮による破壊が発生するようになる。この引張圧縮破壊は中立軸に向かつて発達すると共に二次的なせん断（割裂）破壊を伴うのは他の場合と全く同様である。

B 破壊発生後の梁における応力分布

最後に参考のため、以上の様にして疲労破壊が進展した後、適当な時期に試験の運転を中止して前述と同様の方法によつて再び試片表面に応力塗膜を施し、先端に適当な荷重を与えて亀裂模様を求めた。その結果は Fig. 24~27 に示すごとくで、これらの亀裂模様から破壊を生じた試験片表面の任意の点の最大主ひずみ ϵ_1 の方向がわかり、また、亀裂の密度から今後の破壊の進行場所が大体想像される。これらを Fig. 11, 15, 18, 21 と比較すると破壊による応力分布の推移が明らかである。即ち、Fig. 24 および 26 をみると、クランプの近くでは亀裂が

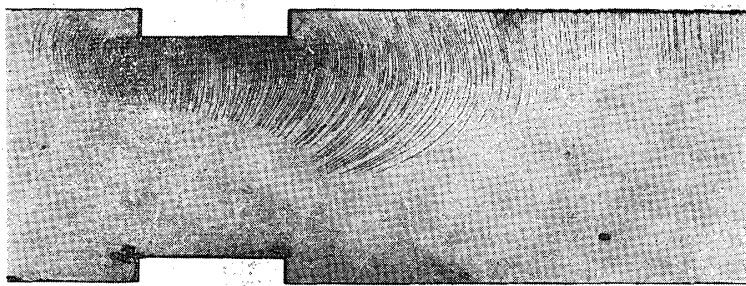


Fig. 21. Crack pattern of strain sensitive lacquer coating on a notched beam (type D) by a statical load parallel to the photograph (before repeating load).

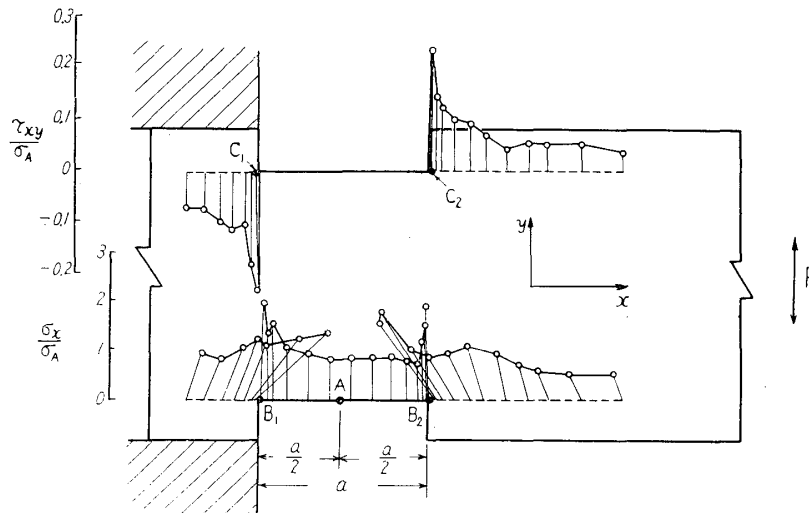


Fig. 22. Stress distribution on a notched beam (type C) before repeating load.

σ_x : Normal stress component in x direction.

σ_A : σ_x at a point A.

τ_{xy} : Shearing stress associated with the axes of x and y .

裂模様を求めた。その結果は Fig. 24~27 に示すごとくで、これらの亀裂模様から破壊を生じた試験片表面の任意の点の最大主ひずみ ϵ_1 の方向がわかり、また、亀裂の密度から今後の破壊の進行場所が大体想像される。これらを Fig. 11, 15, 18, 21 と比較すると破壊による応力分布の推移が明らかである。即ち、Fig. 24 および 26 をみると、クランプの近くでは亀裂が

Type D

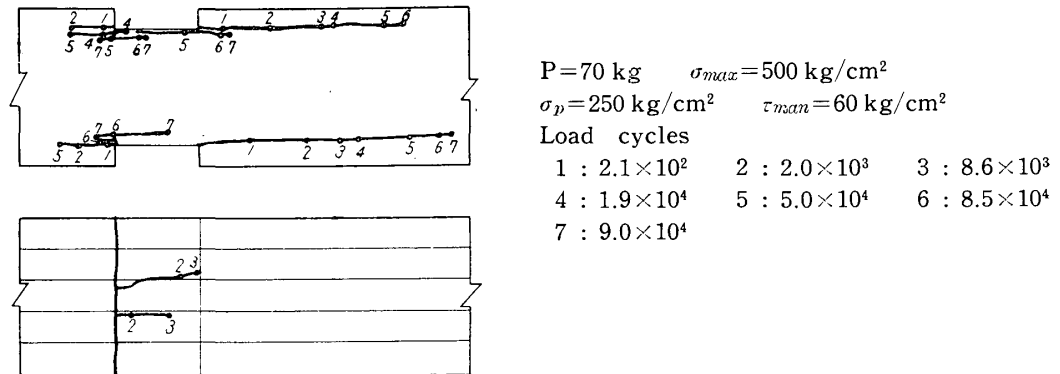


Fig. 23. Development of failures of a notched beam (type D) by repeating load.

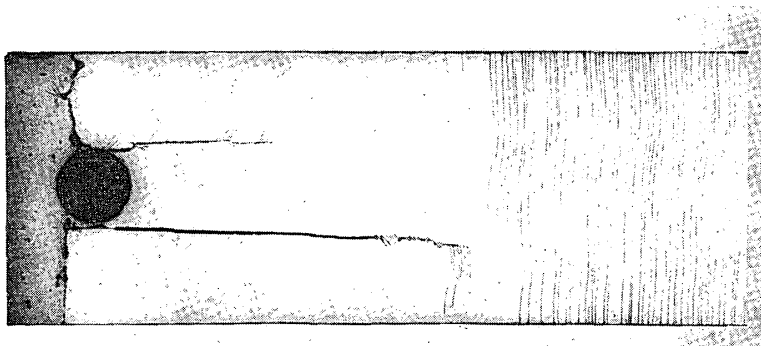


Fig. 24. Crack pattern of strain sensitive lacquer coating on a holed beam (type A) by a statical load perpendicular to the photograph (after repeating load).

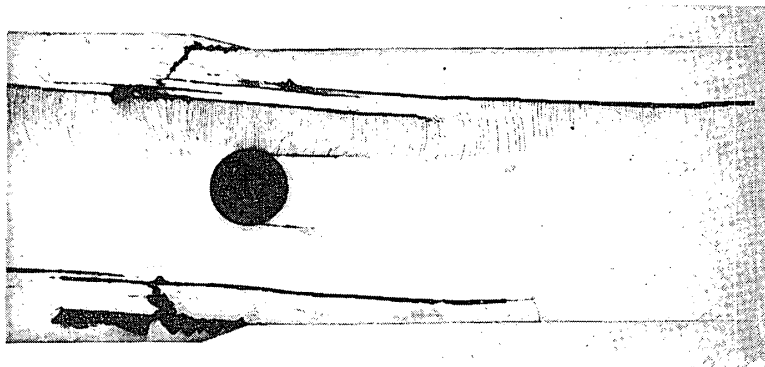


Fig. 25. Crack pattern of strain sensitive lacquer coating on a holed beam (type B) by a statical load parallel to the photograph (after repeating load).

生じていない。これは、梁の内部に紙面に平行な破壊面が存在し、先端荷重に対してこの領域が応力的に自由であることを示すものであり、Fig. 26 では、この種の破壊が梁の中央部を梁軸に沿って帯状にのびているか、またはこれと同じような効果を与えるような破壊線が内在することを意味し、興味深いものがある。また、Fig. 25 および 27 では、破壊の進行に伴って最大応力部が梁の内部に移動している様子が明らかである。

これらの亀裂模様から梁の主な線上(或は破壊線上)の最大主ひずみの分布を求めた結果はFig. 28~31 に示す如くである。すなわち、

1) Type A の試片では Fig. 28 に示す様に梁の稜

線上の繊維方向のひずみが clamp から 10cm 程はなれた点から先端にかけて存在し、十数 cm の位置で最大値を有する。また、円孔近傍から発達したせん断(割裂)破壊の先端では、

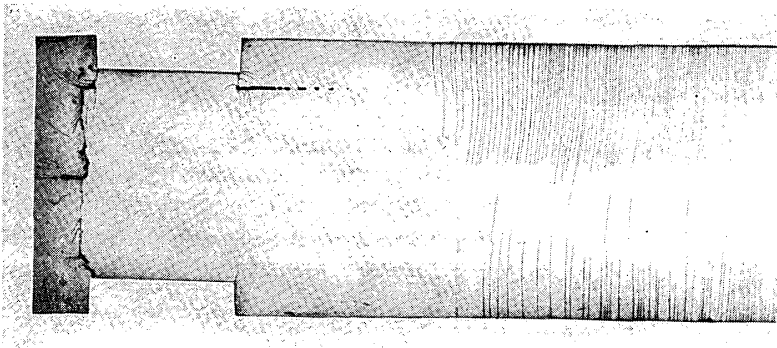


Fig. 26. Crack pattern of strain sensitive lacquer coating on a notched beam (type C) by a statical load perpendicular to the photograph (after repeating load).

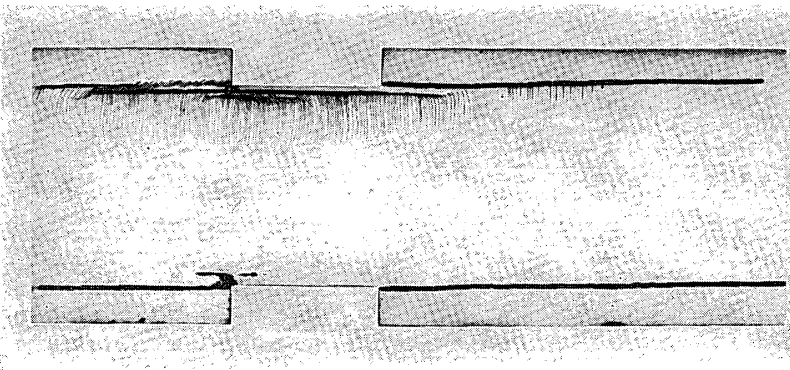


Fig. 27. Crack pattern of strain sensitive lacquer coating on a notched beam (type D) by a statical load parallel to the photograph (after repeating load).

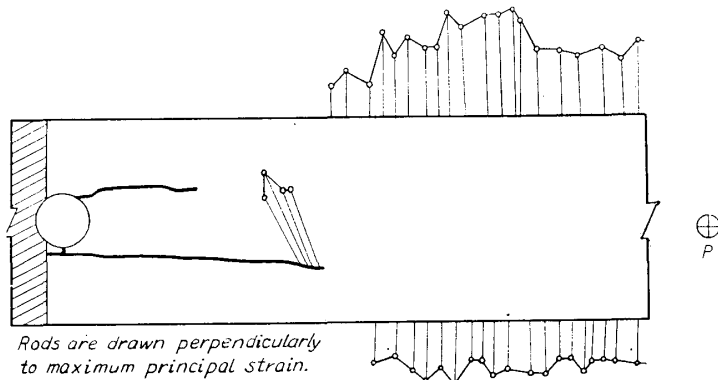


Fig. 28. Principal strain distribution on the skin of a holed beam (type A) after repeating load (2×10^4 cycles).

および 22) と比較対照してみると興味深いものがある。

主ひずみ方向が繊維方向とある角度をなしており、ここにはせん断応力の存在することが明らかである。

2) Type B の試片では Fig. 29 に示すように、せん断 (割裂) 破壊の先端で主ひずみの方向が繊維方向とある角度をもち、ここにせん断応力が存在していることを示している。また、円孔周縁の応力は、破壊の存在しない場合よりはるかに増大し最大応力に近い値を示している。

3) Type C の試片では Fig. 30 に示すように、その傾向は Type A と大体同じであるが、稜線上の最大応力部は Type A より荷重端に近づいている。

4) Type D の試片では Fig. 31 に示すように、切欠きの近傍においてまだ盛んに破壊が進行する可能性のあることを示し、その部分のせん断 (割裂) 破壊線の先端には繊維に対して大きく傾いた大きな ϵ_1 が存在する。即ち、ここに大きなせん断応力が存在していることがわかる。また clamp に存在する破壊線上では比較的大きな繊維方向の引張り (圧縮) が生じており、それぞれ発生前の図 (Fig. 21

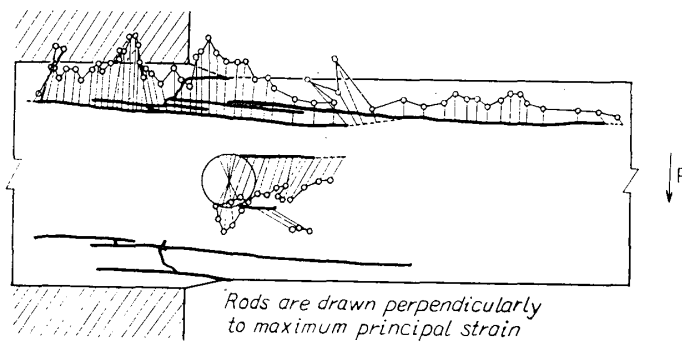


Fig. 29. Principal strain distribution on the side of a holed beam (type B) after repeating load (5.2×10^4 cycles).

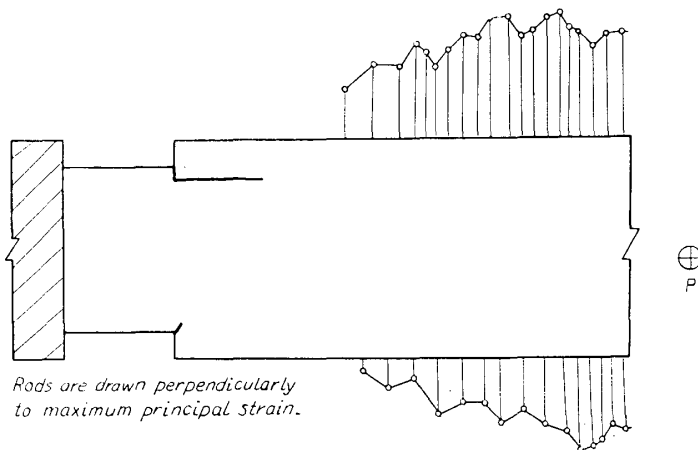


Fig. 30. Principal strain distribution on the skin of a notched beam (type C) after repeating load (9×10^4 cycles).

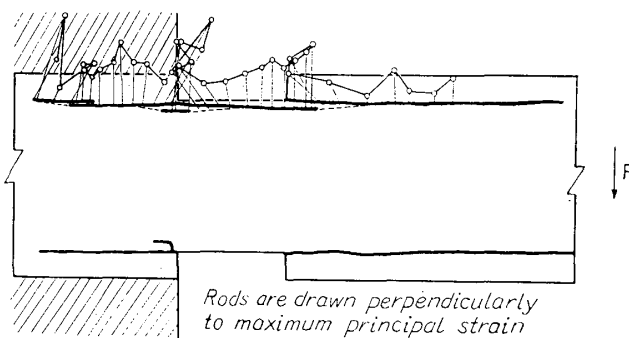


Fig. 31. Principal strain distribution on a side of the notched beam (type D) after repeating load (1.5×10^5 cycles).

摘 要

I 平滑な片持梁の疲労

厚さ12mmの板目のタイワンヒノキの5プライ集成材を作つて片持梁とし、撓み一定の繰返し曲げ荷重を与えて破壊の発生状態、先端荷重の変化および疲労試験後の梁の各部の弾性と強度を測定した。

1) 繰返し応力が疲労強度以下の場合には当然梁の破壊は起らないが、最大応力部には肉眼ではほとんど認められない程度の **minute compression failure** があらわれており、この部分の仮導管膜にはかなり強いいわゆる“**slip line**”の存在することが想像される。

2) 繰返し応力が疲労強度以上の場合にはまず最大応力部に垂直応力による引張り圧縮破壊線が繊維に直角に発生する。この破壊により切欠きの効果を生じ、続いて割裂剪断破壊が起り、これらの破壊は時間と共にそれぞれ中立軸および荷重端に向つて進行する (Fig. 5)。

3) 荷重 P の値は弾性の低下クランプのゆるみあるいは破壊線の発生等によつて時間と共に減少する (Fig. 4)が、破壊による断面の減少が最も強く影響すると考えられる。

4) 曲げ弾性係数は耐久限度以下の応力の繰返しによつても低下し、繰返し数 $10^5 \sim 10^6$ の範囲では繰返し数が多いほど、繰返し応

力が大きいほど低下が大きくなる (Fig. 6)。

5) 引張強度、圧縮強度およびせん断強度 (または接着強度) は耐久限度以下の応力の 10^6 ま

での繰返しをうけても元の強さとほとんど変わらない(Fig. 7~9)。

Ⅱ 円孔または切欠きをもつ片持梁の疲労

I と同様のタイワンヒノキ集成材を用い, Fig. 10 に示す Type A, B, C および D の4種類の円孔または切欠きをもつ片持梁試験片を作り, これに繰返し荷重を与えた。

1) まず梁に静的曲げ荷重を与えて破壊前の梁の表面における応力の分布を応力塗膜によつて明らかにした結果を Fig. 11, 12, 15, 16, 18, 19, 21 および22にそれぞれ示した。これらの梁の形状係数は Type B では1に近いが他の Type では大体 2.0~2.5である。

2) 先端荷重の大きさを

Type A	{	45 kg (最大応力部の垂直応力	250 kg/cm ²)	
		95 //	(//	530 //
Type B		112 //	(//	250 //
Type C		95 //	(//	500 //
Type D		70 //	(//	500 //
			{	最大剪断応力
				60 //

とし, 撓み一定の繰返し試験を行なうと, 最初の破壊は Type A では円孔の周縁で, Type B では円孔附近の梁の外側で, また Type C では切欠きの隅で何れも最大垂直応力による引張り圧縮破壊によつて起り (Fig. 13, 17 および 20) Type D では切欠きの隅で最大せん断応力による剪断破壊からはじまる (Fig. 23)。

3) 先端荷重 P の値は時間と共に低下する。この原因は主として上記破壊線の発生によるものと考えられる。

4) ある程度破壊した試験片から再び塗膜による応力分布を求めた結果は Fig. 24~27 および Fig. 28~31 に示す如くで, 最大応力部が梁の内部へ移動し, せん断割裂破壊線の先ではせん断応力が存在することがわかる。

Summary

I. Fatigue tests of plain cantilever specimens.

Constant deflections were given repeatedly to plain cantilever specimens of 5-ply urea resin glued laminated wood (laminae: flat sawn, 12 mm thick) of TAI-WANHINOKI (*Chamaecyparis formosensis* MATSUM.), and development of the failures, decrements of the loads and changes of the mechanical properties in the specimens were examined.

The results summarized are as follows:

(1) Failures by repeating loads less than the fatigue strengths are invisible to the naked eye, but there are minute (or microscopic) compression failures in the maximum stress portion, namely, in the walls of tracheids of this portion, the "slip lines" seem to come out.

(2) By repeating load larger than the fatigue strength, failures perpendicular to fibers take place by the normal stresses in the maximum stress portions and then the notch effects of which produce cleavage (or shearing) failures parallel to

(or along) the grain. And these failures develop with the number of load cycles towards the neutral axis or the loading end of the specimens (Fig. 5).

(3) The decrement of the load seems to be caused by decrement of the elasticity, loosening of the clamp and, above all, decrement of the effective cross area (by the failures) of the specimens (Fig. 4).

(4) Modulus of elasticity is decreased by the repeating loads (even by a load less than the endurance limit) and in a range of loading cycles of $10^5 \sim 10^6$ the more the number of loading cycles and the magnitude of the repeating loads increases, the more the elasticity decreases (Fig. 6).

(5) Tensile, compressive and shearing (or adhesive) strengths in every part of the specimens are still invariable after a 10^6 cycle repeating load less than the endurance limit (Figs. 7~9).

II. Fatigue test of holed or notched cantilever specimens.

The glued laminated woods of TAIWANHINOKI same as the one used in the part I were shaped into four cantilever specimens of types A, B (holed) and types C, D (notched) in Fig. 10.

(1) The stress (or strain) distribution in the specimens before repeating loads was obtained by the strain sensitive lacquer coating. The results are shown in Figs. 11, 12, 15, 16, 18, 19, 21 and 22, in which the stress concentration factor in the specimen type B is nearly equal to 1, but those in other types of specimens are about 2.0~2.5.

(2) Constant deflections were given repeatedly under the following initial loads :

type A	45 kg (Maximum normal stress 250 kg/cm ²)				
	95	〃	(	〃	530 〃)
〃 B	112	〃	(	〃	250 〃)
〃 C	95	〃	(	〃	500 〃)
〃 D	70	〃	{	〃	500 〃 }
				Maximum shearing stress	60 〃 }

The initial failures were caused by normal stress parallel to the fibers at the hole sides (type A), at the face near the clamp (type B) and at the corners of the notches (type C) (Figs. 13, 17 and 20), but in the specimen type D, failures along the grain were caused at first by shearing(or cleavage)stresses at the corners of the notches (Fig. 23).

(3) The loads decreased with the cycles of the repeating loads, and they seem to be caused by the development of the failures above mentioned.

(4) Strain distributions on the specimens after repeating the loads were determined again by the strain sensitive lacquer coatings, and from the results shown

in Figs. 24~31, it was found that the most strongly stressed portions moved toward the inner parts of the specimens with the development of failures, and that some shearing stresses existed at the tip of the failure line along the fiber.

引 用 文 献

- 1) KOMMERS, W. J. : U. S. Dept. F. P. L. No. 1305 (1943)
- 2) LEWIS, W. G. : 5th Annual National Meeting of For. Prod. Res. Soc., 1951, Preprint (1951)
- 3) MOSLEMI, A. A. : For. Prod. J. 11 : 3 (1961)
- 4) MAKU, T. & H.Sasaki : Holz als Roh- u. Werkst. 20 : 8 (1962)
- 5) 満久崇麿, 佐々木光 : 木材研究 No. 31 : 1 (1963)