

き裂を有する木材の破壊に及ぼす負荷速度の影響*1

小川真貴*2, 祖父江信夫*2

Effect of Loading Speed on Fracture of Timbers with a Crack*1

Maki OGAWA*2 and Nobuo SOBUE*2

Effects of loading speed on fracture of a single-edge-notched tangential-longitudinal system (SENT-TL) with specimen subjected to tensile force in perpendicular to fiber direction were studied. The crosshead speeds used were 0.01, 0.1, 1, 10, and 100 mm/min. The initial slope in load-crack opening displacement (COD) diagram increased, and the fracture became brittle with increase of crosshead speed. The acoustic emissions (AE) occurred at small COD with increase of crosshead speed. Load-COD diagrams were reproduced based on stress relaxation tests at several stress levels by using a generalized Maxwell model. The total stress was shared by equilibrium stress by about 85% and the remains were by three Maxwell elements by almost equal rate. The elastic constants showed no stress level dependence. However, the relaxation times of the Maxwell elements showed remarkable stress level dependence above about 80% of maximum load. The reproduced diagrams agreed very well with experimental results below the stress level of two thirds of maximum load. The critical value P_0 according to ASTM E399 was almost independent of crosshead speed and constant. However, at high loading speed, P_0 value located after frequent generation of AE due to initiation of catastrophic propagation of a crack. This result contradicts physical meaning of fracture. The proposed elastic COD criterion, namely a crack propagates when the elastic part of apparent COD arrives at a critical value, was almost independent of loading speed.

Keywords: load-COD diagram, loading speed, acoustic emissions, generalized Maxwell model, fracture criterion.

片側にき裂を有する木材の横引張り試験 (SENT-TL) において、破壊に及ぼす負荷速度の影響について検討した。

クロスヘッドスピードが0.01~100 mm/min の範囲で実験を行った。負荷速度の上昇に従い、荷重-き裂開口変位 COD 曲線の関係は、初期勾配が大きくなり脆性的な破壊を示し、AE (アコースティックエミッション) は COD の小さい段階から発生した。また、一般化されたマックスウェルモデルによる荷重-COD 曲線のモデル化は、最大荷重のおよそ2/3までの応力の範囲で速度依存性に対する実験結果とうまく適合した。

さらに負荷速度が変化する場合の破壊規準について検討した結果、COD の弾性成分が限界値に達したとき破壊が起こると考えると、負荷速度に依存しない破壊条件を導くことができた。

1. 緒 言

木材の強度は他の材料と同じく、荷重速度や変形速度、破壊までの時間に影響を受けることが知られている¹⁾。一般に木材の無欠点材では負荷速度の増加とともに破壊強度やヤング係数が増加するとされている。

*1 Received March 16, 1999; accepted June 30, 1999.

本研究の一部は、第47回日本木材学会大会(1997年4月, 高知), 第48回日本木材学会大会(1998年4月, 静岡), 第47期日本材料学会大会(1998年5月, 名城大学)において発表した。

*2 静岡大学農学部 Faculty of Agriculture, Shizuoka University, Shizuoka 422-8529

しかし、き裂を有する木材の破壊条件に荷速度を考慮した研究は少ない。き裂を有する場合の破壊現象は材料力学的手法で取り扱うことが難しいので、破壊力学的手法が用いられている。線形破壊力学では破壊規準に応力拡大係数 K に基づく限界応力拡大係数 K_{Ic} があり、一般に $K \geq K_{Ic}$ となる条件を満たしたとき脆性破壊が起こるとされている。もう一つの破壊条件としてはき裂開口変位 COD を用いた COD 規準があり、この値が材料に固有の限界値 COD_c に達したとき、つまり $COD \geq COD_c$ を満足するとき破壊が起こるとしている。

ところで木材は直交異方性材料であるので、荷方向とき裂進展方向の組み合わせによって、LR, LT, RL, RT, TL, TR の 6 種類の荷システムが存在する(繊維方向: L, 半径方向: R, 接線方向: T)。最初の文字がき裂面と垂直方向を示し、後の文字がき裂の進展方向を示す。

荷速度の問題を扱った研究としては、Schniewindらによる片側き裂を有する木材の曲げ試験^{2,3)}がある。ベイマツの TL システムにおいて、破壊までの時間と応力拡大係数には負の相関があること、また、ユーカリの LR, ベイマツの LT システムでは正の相関があることを示しているが、データにはバラツキが大きく信頼性に欠けるとしている。また祖父江らによるベイマツの TR システムにおける片側き裂試験体の曲げ試験⁴⁾によると、高含水率材では荷速度の上昇にしたがい K_{Ic} は増加し、 COD_c は一定値を示した。さらに低含水率材では、高速度域での速度の上昇について K_{Ic} は若干低下し、低速度域では高含水率材と同様な傾向が得られたことが報告されている。また、佐藤らによる RT と TL-RL システムのコンパクト引張試験体による実験⁵⁾では、荷速度が 0.02~200 mm/min の範囲で K_{Ic} に及ぼす荷速度の影響はないとしている。

そこで、本研究では TL システムの横方向引張試験 (SENT-TL) において荷速度を変化させて実験を行い、荷重-COD 曲線の形状や初期の傾

き、アコースティックエミッション AE の発生及びクラック進展の荷速度依存性について検討した。また、粘弾性モデルに基づいた荷重-COD 曲線のモデル化を行った。さらに荷速度が異なるときのき裂材における破壊規準を考え、荷速度に依存しない破壊条件を導くことを検討した。

2. 実験

2.1 供試体

ベイマツ (*Tsuga heterophylla* Sarg.)、スギ (*Cryptomeria japonica* D. Don) の 210 材 (板目材) を用いて引張り試験体 (TL システム) を作製した。長さ 4 m の 1 本の 210 材から長さ方向に連続して試験体を切り出し、各試験毎にランダムに試験体

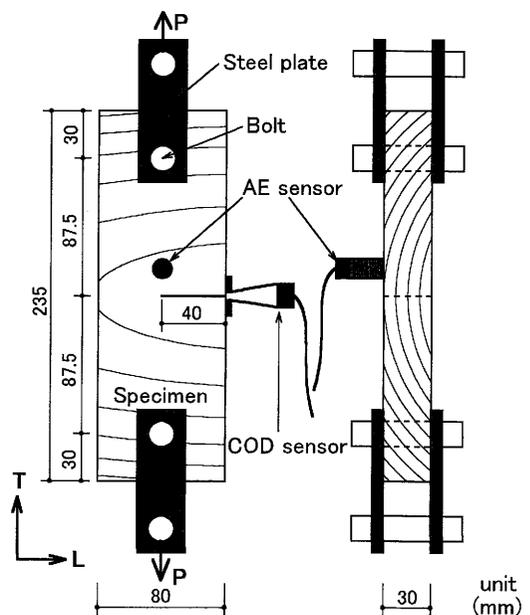


Fig. 1. Specimen with a crack (TL-system).

Notes: AE: Acoustic emission, COD: Crack opening displacement, T: Tangential direction, L: Longitudinal direction, P: Load.

Table 1. Physical constants of specimens.

Experiment	Species	Density (g/cm ³)			MC (%)	AARW (mm)	NS
		Average	Max.	Min.			
Loading speed test	Hemlock	0.447	0.490	0.425	10.0	2.69	25
	Sugi	0.371	0.392	0.362	10.9	4.92	25
Stepwise loading test	Hemlock	0.397	0.409	0.387	8.0	3.34	13
Stress relaxation test	Hemlock	0.421	0.489	0.390	10.1	2.51	30
Crack gauge test	Hemlock	0.418	0.458	0.392	10.1	2.50	6

Legend: MC: Moisture content, AARW: Average annual ring width, NS: Number of specimens.

を採取した。寸法は30(R)×80(L)×235(T)mmとし、中央の片側に長さ40mmのき裂を導入した(SENT)。初期き裂の導入は、先ずき裂先端の約1mmを残して糸ノコで細い溝を入れ、次に残りの約1mmをカッターナイフの刃で仕上げて所定のき裂長さとした。試験体の形状と寸法をFig.1に、基礎物定数をTable1に示す。なお実験は20°C、40~60%RHの恒温恒湿実験室で行った。

2.2 ランプロード試験

ベイツガ、スギの試験体を用いた。クロスヘッドスピードは0.01, 0.1, 1, 10, 100 mm/minの5段階とし、各速度に対して5体ずつ試験を行った。き裂部分にクリップゲージを取り付けた。荷重, COD, および試験中のAE発生を測定した。

2.3 ステップワイズ負荷試験

ランプロード試験よりさらに低速度側の実験を行うため、一定時間毎にクロスヘッドの移動と停止を繰り返して負荷を行った。試験体にはベイツガを用いた。クロスヘッドスピード0.1 mm/minのランプロード試験(5体)の結果を基にして、最大荷重時のクロスヘッド移動量を20分割した0.05 mmずつ段階的に強制変位を与えた。平均クロスヘッドスピードが0.1 mm/minと同速度となるように30秒毎に変位を累積する試験を5体、さらに低速度で6時間毎に同一変位を累積する試験を3体行った。各試験とも荷重, COD, クロスヘッド移動量, AEを測定した。

2.4 負荷レベルの異なる応力緩和試験

変位制御のステップワイズ負荷試験を行うとクロスヘッド停止時に応力緩和を生じる。この結果から、ランプロード試験における荷重-COD曲線を再構成するためにモデル化を行い、その基礎データとして必要な負荷レベルの異なる応力緩和試験を行った。

試験体にはベイツガを用いた。負荷瞬間の応力レベルはクロスヘッドスピード0.1 mm/minのランプロード試験、及び同速度となるステップワイズ負荷試験における破壊試験(各5体)の最大公称応力2.39 kgf/cm²を基準とし、応力レベル0.06~0.98の範囲で行った。応力緩和試験中の永久変形が履歴として残ると考えられるため、負荷履歴のない新しい試験体20体を用いた。目的荷重までは瞬間的に負荷し、クロスヘッド停止後、応力緩和が落ち着くまで、最大6時間まで実験を行った。なお実験終了後負荷を除去し、変形が回復してからクロスヘッドスピード0.1 mm/minのランプロード試験で破壊に至るまで負荷し、個々の試験体に実際に与えた応力レベルを

求めた。

2.5 き裂の進展とAEの測定

試験体にはベイツガを用いた。クロスヘッドスピードは0.003, 0.01, 0.03, 0.1, 0.3, 1 mm/minの6段階とし、それぞれ1体ずつ試験を行なった。き裂先端にワイヤー間隔0.5 mmのクラックゲージ(東京測器 FAC-20)を接着し、き裂の進展を測定した。また荷重, COD, AEも測定した。

3. 結果と考察

3.1 荷重-COD曲線に及ぼす負荷速度の影響

Fig.2にベイツガ試験体の荷重-COD曲線において負荷速度の一番速い100 mm/minと一番遅い0.01 mm/minの場合についてそれぞれ5体ずつの結果を示す。負荷速度が遅い場合は非線形領域が増

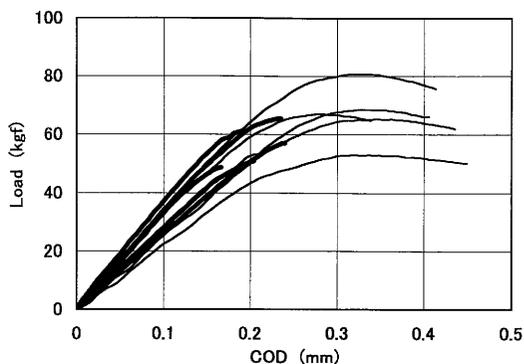


Fig. 2. Effects of loading speed on load-COD diagram.

Legend: **—**: Crosshead speed is 100 mm/min, **—**: Crosshead speed is 0.01 mm/min.

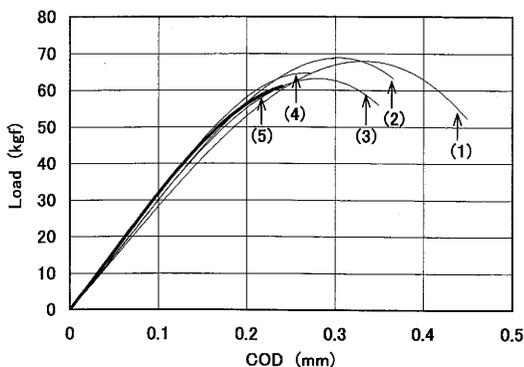


Fig. 3. Averaged load-COD diagrams at each loading speed.

Notes: Crosshead speed of (1) to (5) are, 0.01 mm/min, 0.1 mm/min, 1 mm/min, 10 mm/min and 100 mm/min, respectively.

加し、逆に速い場合は脆性的な破壊となった。また負荷速度の上昇と共に初期勾配も増加した。最大荷重は100 mm/min の場合の方が低い傾向が見られた。同一負荷速度でも個々の試験体の荷重-COD 曲

線にはばらつきが大きい。そこで各負荷速度毎に荷重-COD 曲線を平均化して Fig. 3 に示す。また Fig. 4 にベイツガの各負荷速度における荷重-COD 曲線と AE の発生を示す。ただしクロスヘッドスピード 100 mm/min については計測器の応答限界の関係で AE を測定することはできなかった。負荷速度が速くなるにしたがい荷重-COD 曲線は脆性的になり、AE の発生は COD が小さい方へシフトした。スギについてもベイツガと同様の結果を得た。負荷

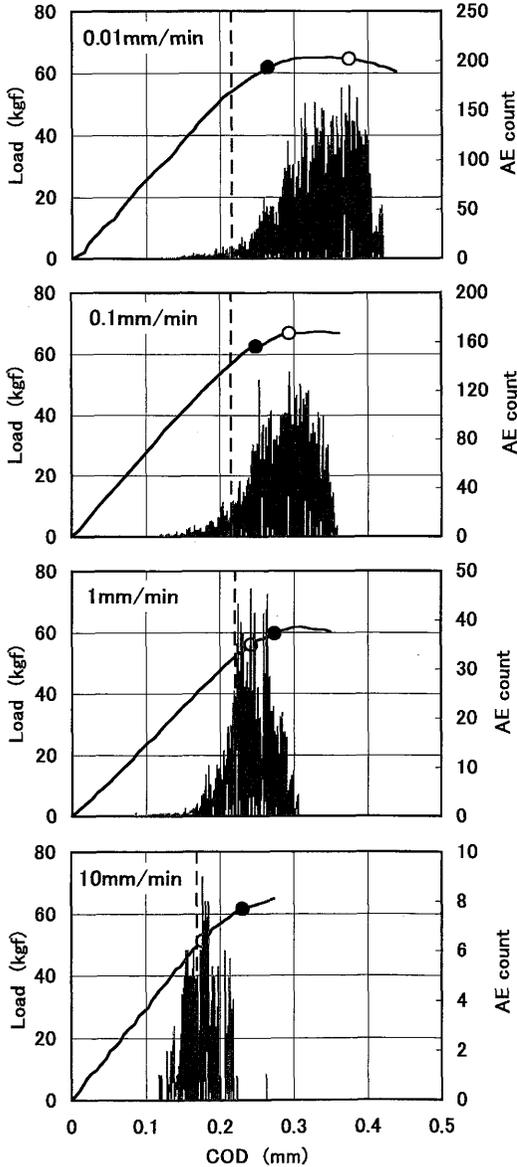


Fig. 4. Load-COD diagram and AE count at each loading speed.

Notes: X-Y graph: Load-COD diagram, Bar graph: AE count,
 ●: Critical value of P_Q method (ASTM E399),
 -----: Critical COD based on elastic COD,
 ○: Load at maximum AE count.

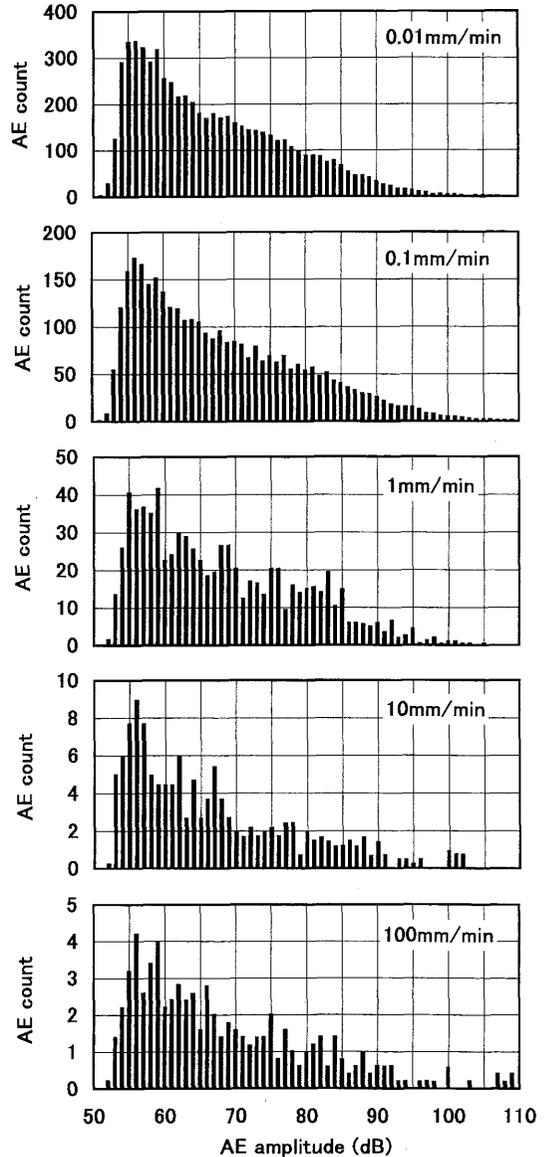
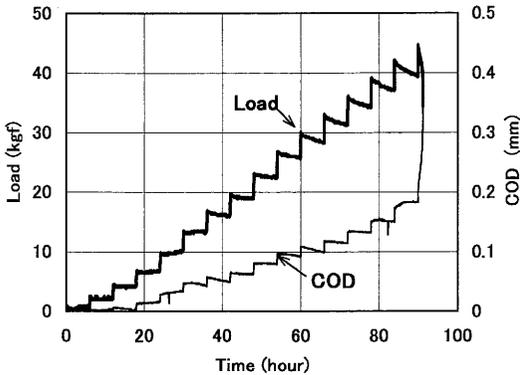


Fig. 5. Relationships between AE count and AE amplitude at each loading speed.

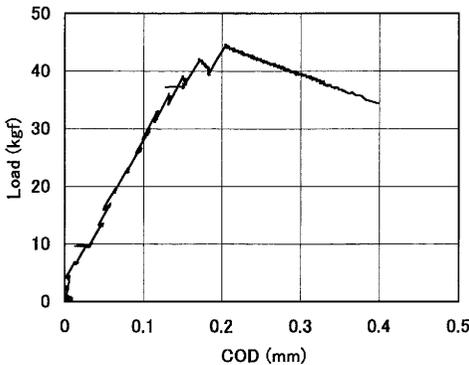
速度が速くなるほどAEの総計数は減少し、AE振幅の分布はFig.5に示すように相対的にAEレベルの大きなものも発生していることが分かった。このことから、負荷速度が速くなると一回のひずみエネルギーの放出量が多い、即ち、一回のき裂進展量の大きな微視的破壊が発生していることが推測される。

3.2 ステップワイズ負荷試験

30秒毎に階段状の変位を累積した実験では、荷重-COD曲線とAE発生は共にランプロード試験で平均負荷速度が等しくなるクロスヘッドスピード0.01 mm/minの場合とほぼ一致した。また、6時間毎に変位を累積した実験では、荷重-COD曲線の傾きは30秒毎に変位を累積した場合より小さく、クロスヘッド停止時における応力緩和は荷重レベルが高いほど増加する傾向が顕著に現れた (Fig.6参照)。そこで、クロスヘッド停止時における応力緩和が荷重-COD曲線に及ぼす影響を明確にするために、応力緩和の応力レベル依存性について実験を行った。



a) Load-time and COD-time diagrams.



b) Reproduced load-COD diagram.

Fig. 6. Stepwise loading test at interval of 6 hours. Note: Figure b) was reproduced from the Figure a).

3.3 応力緩和に及ぼす応力レベルの影響

Fig.7に、与えた応力レベルの異なるときの応力緩和の結果を示す。瞬間変位によって発生する応力レベルが高いほど初期緩和における応力の低下は大きく、緩和が落ち着くまでの時間も長くなった。初期に与えた応力レベルが約0.75以上の場合には6時間を経過しても緩和が継続していた。すなわち、応力緩和には応力レベルの依存性が現れた。Fig.8に与えた瞬間応力レベルと総緩和量の関係を示す。なお瞬間応力レベル0.75以上のものについては6時間における緩和量を示している。総緩和量は瞬間応力レベルの増加に従い、応力レベル0.8付近までは直線的に増加するが、それ以上では急激に増加した。ま

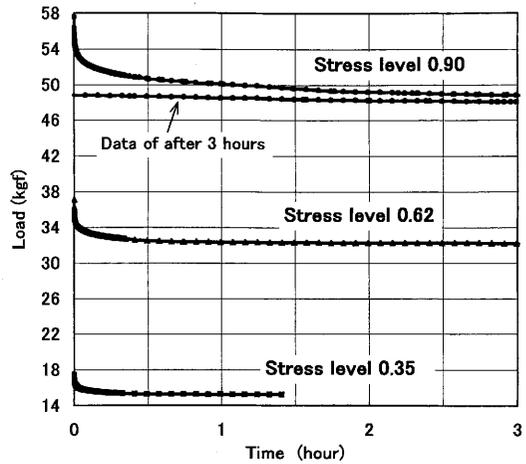


Fig. 7. Load-time diagrams at stress relaxation tests.

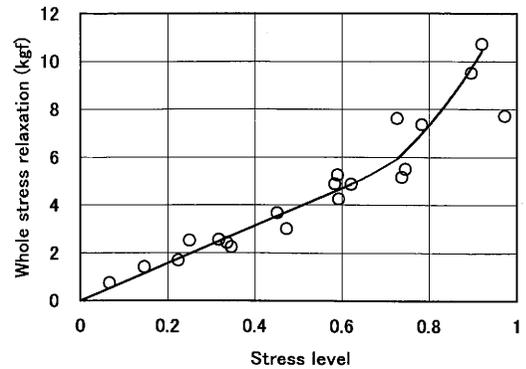


Fig. 8. Relationship between whole stress relaxation and stress level.

Note: Whole stress relaxation is difference between instantaneous stress and equilibrium stress or stress at 6 hour.

た、瞬間応力レベル SL に対する COD(mm), クロスヘッド移動量 y (mm) の関係は高い相関係数をもつ次の直線回帰式で表すことができた。

$$COD = 0.178 \cdot SL \quad (\text{mm}) \quad r = 0.994 \quad (1)$$

$$y = 0.901 \cdot SL \quad (\text{mm}) \quad r = 0.849 \quad (2)$$

3.4 荷重-COD 曲線のモデル化

応力緩和には応力レベルの依存性があり、荷重-COD 曲線のモデル化には非線形性を考慮する必要がある。そこで、Fig. 9 に示す不完全要素を含む一般化されたマックスウェルモデル⁶⁾を用いた。応力緩和曲線は(3)式で示される。

$$P(t) = P_0 \cdot \left\{ l \cdot \exp\left(-\frac{t}{\tau_a}\right) + m \cdot \exp\left(-\frac{t}{\tau_b}\right) + n \cdot \exp\left(-\frac{t}{\tau_c}\right) + k \right\} \quad (\text{kgf}) \quad (3)$$

$$l + m + n + k = 1$$

ここで $P(t)$ は時間 t (秒) のときの荷重、 P_0 は瞬間的な変位によって発生した荷重、 l, m, n は各マックスウェル要素が分担する緩和の割合、 τ_a, τ_b, τ_c は各マックスウェル要素の緩和時間である。 k は初期応力に対する平衡応力の割合を表す。また、各定数には応力レベルの依存性を仮定する。

各応力レベルの実験結果に(3)式に基づく最小二乗法による適合曲線の当てはめを行ったところ、実験値とモデルによる適合は良かった。各要素の緩和時間は、Fig. 10 に示すように非線形性を示し、次の近似式(4)~(6)で表すことができる。

$$\tau_a = 7.6 \cdot SL^4 + 3.9 \quad (\text{sec}) \quad r = 0.686 \quad (4)$$

$$\tau_b = 350.7 \cdot SL^4 + 54.2 \quad (\text{sec}) \quad r = 0.833 \quad (5)$$

$$\tau_c = 8092.7 \cdot SL^4 + 473.8 \quad (\text{sec}) \quad r = 0.796 \quad (6)$$

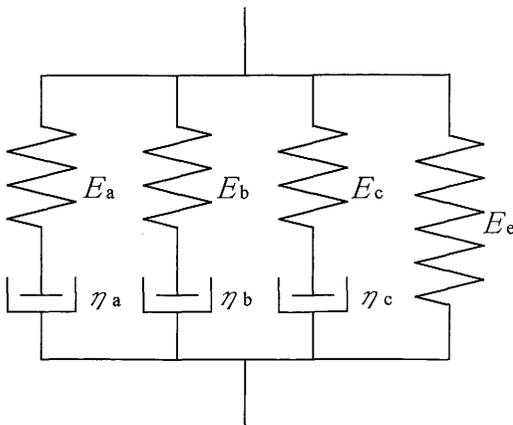


Fig. 9. Generalized Maxwell model.
Notes: E : Elastic constant, η : Viscosity, E_e : Equilibrium modulus.

τ_a が負荷直後の瞬間的な初期緩和、 τ_b が中期の緩和、 τ_c が後期におよぶ長時間の緩和を主に表している。また係数 l, m, n, k は Fig. 11 に示すように応力レベルに関わらずほぼ一定値となり、平均値はそれぞれ、 $l=0.056, m=0.041, n=0.055, k=0.848$ となった。したがって初期応力の大部分である約85%を平衡応力が占め、残りの約15%をほぼ3等分するように各マックスウェル要素が分担していることがわかった。

以上(1)~(6)式の結果から、変位0.05 mm のときの荷重、COD、及び緩和曲線と求め、ステップワイズ負荷試験と同様に平均負荷速度が100, 10, 1, 0.1, 0.01, 0.00014 mm/min となるように、それぞれ0.03秒, 0.3秒, 3秒, 30秒, 300秒, 6時間毎に0.05 mm ずつ変位を累積するように緩和曲線の重ね合わせを

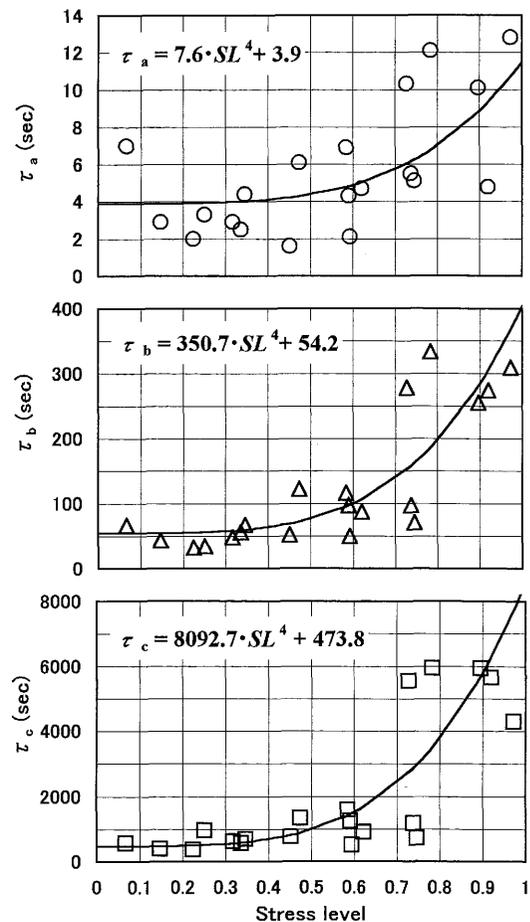


Fig. 10. Effect of stress level on stress relaxation time of each Maxwell elements.
Note: τ_a, τ_b, τ_c : Stress relaxation time of each Maxwell elements.

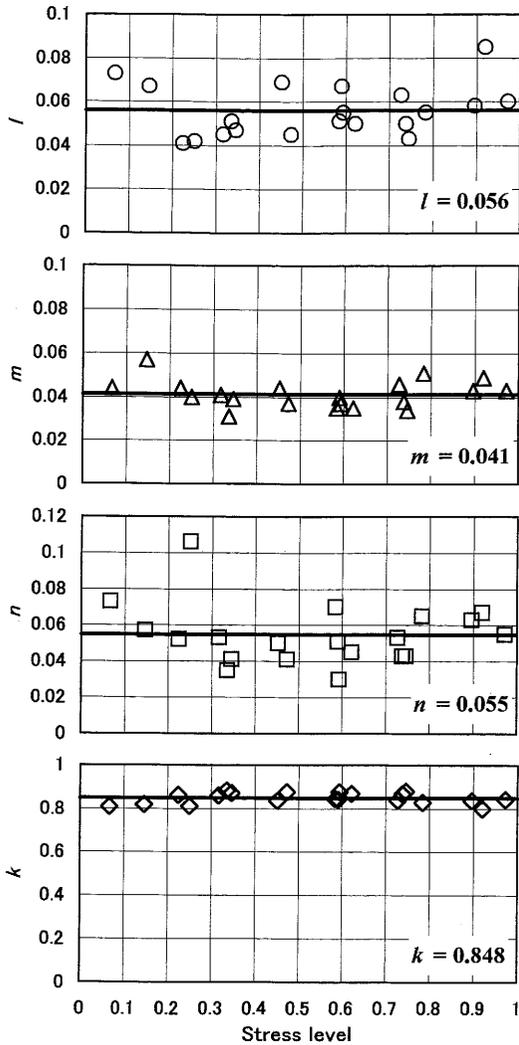


Fig. 11. Effect of stress level on the coefficients of stress relaxation of the generalized Maxwell model.

行い、荷重-時間曲線及び、COD-時間曲線からパラメータの時間を消去して各負荷速度における荷重-COD曲線の再構成を行った。Fig. 12に各負荷速度の結果を示す。実験値との比較では、負荷する時間間隔が長い(平均負荷速度が遅い)ほど荷重-COD曲線の傾きは低下し、Fig. 13に示すようにベイツガでは実験結果と良い対応が得られた。しかしスギはベイツガと異なり、特にクロスヘッドスピード100 mm/minの傾きが相対的に大きかった。ただし、ベイツガにおいても負荷速度を変化させた実験と応力緩和実験では、試験体のグループが異なるので、荷重-COD曲線の傾きを基準化するために、ク

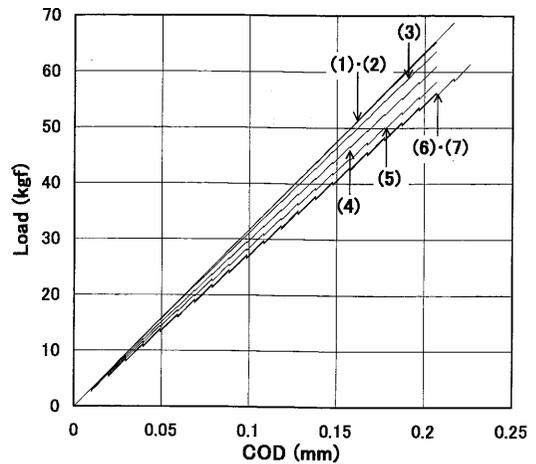


Fig. 12. Load-COD diagrams induced from a generalized Maxwell model.

Notes: Crosshead speeds of (1) to (7) are, instantaneous loading, 100 mm/min, 10 mm/min, 1 mm/min, 0.1 mm/min, 0.01 mm/min, and 0.00014 mm/min, respectively.

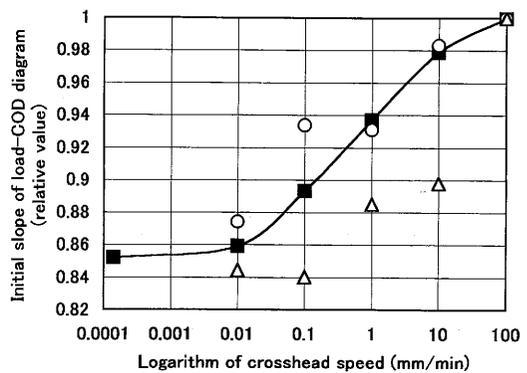


Fig. 13. Relationship between initial slope of load-COD diagram and crosshead speed.

Legend: ○: Initial slope at different loading speed tests (Hemlock),
 △: Initial slope at different loading speed tests (Sugi),
 ■: Calculated initial slope of load-COD diagrams induced from a generalized Maxwell model, based on the data of Hemlock.

Note: Initial slope was normalized by using the value at the tests of which crosshead speed is 100 mm/min.

ロスヘッドスピード100 mm/minのときの傾きを1として相対値で示している。したがって、最大荷重のおよそ2/3までの領域では実験値とほぼ同様の結果を得ることができた。しかし最大荷重付近では、実際の荷重-COD曲線の傾きは小さくなるが、モデ

ルでは Fig. 11 のように定数 $l \sim k$ の結果に応力レベルの依存性がなかったため、非線形性が現れなかった。最大荷重付近における荷重—COD 曲線の曲線化は、Fig. 4 からは AE の発生の増加が顕著になる付近から生じているように観測される。したがって、崩落的な破壊に至る前の微視的な破壊の発生にともなって、き裂先端付近の応力の再配分が起こり、ポルトを中心とした試験体の回転が発生して COD が増加したことが推測される。

3.5 破壊規準の検討

3.5.1 P_Q 法による評価

き裂材においても荷重—COD 曲線には荷重速度依存性があった。これは木材が粘弾性体であることに基づく。粘弾性体の破壊については種々検討されているが、幅広い荷重条件に適用できる統一的な破壊規準は見い出されていない。線形破壊力学における代表的な破壊規準として限界応力拡大係数 K_{Ic} と限界き裂開口変位 COD_c がある。 K_{Ic} 規準は ASTM E399 に従って定めた P_Q 値から決定することができる⁷⁾。結果は Fig. 4 に示すように P_Q 値はほとんど負

荷速度に依存しなかった。また P_Q 値における COD は Fig. 14 に示すようにクロスヘッドスピードが 100 mm/min で若干低下したが、ベイツガで約 0.25 mm、スギで約 0.32 mm とほぼ一定値を示した。同様に P_Q 値における荷重は Fig. 15 から、ベイツガでは約 62 kgf、スギで約 49 kgf となった。 P_Q 法は荷重—COD 曲線のみから限界値が決定できるので、 K_{Ic} 規準による簡単な評価法と言える。

次に AE の発生と P_Q 値との関係を見ると、Fig. 4 に示すように負荷速度の遅い場合は AE の最大発生率が生じる前に限界値 P_Q が存在する。崩落的なき裂の進展に対応すると考えられる優勢な AE の発生より以前に脆性破壊の限界値が存在することは、物理的な対応が一致しないことを除けば安全側の評価であり、工学的にはあまり問題がないとも考えられる。しかし、負荷速度の速い場合は優勢な AE 発生の後、つまり崩壊のなき裂が進展した後に限界値が存在することとなり、論理的に矛盾し、また危険側の評価を行うことになる。したがって P_Q 法は、高速

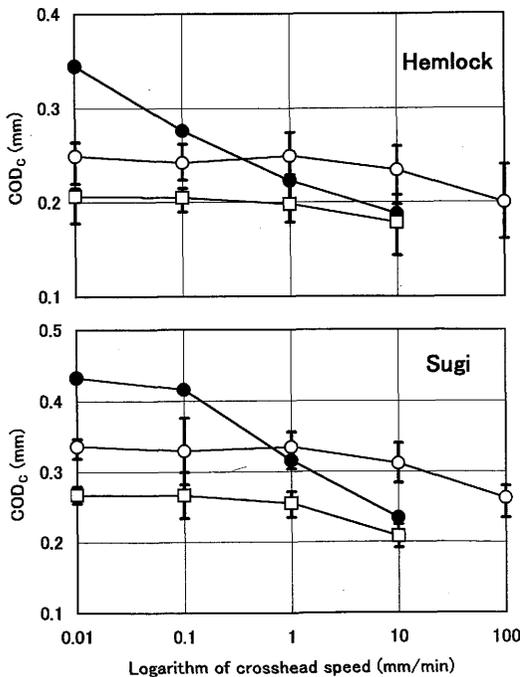


Fig. 14. Relationships between some critical COD_c values and crosshead speed.

Legend: ●: COD_c based on apparent AE vs. COD diagram,
○: COD_c based on P_Q value (ASTM E399),
□: COD_c based on AE vs. elastic COD diagram.

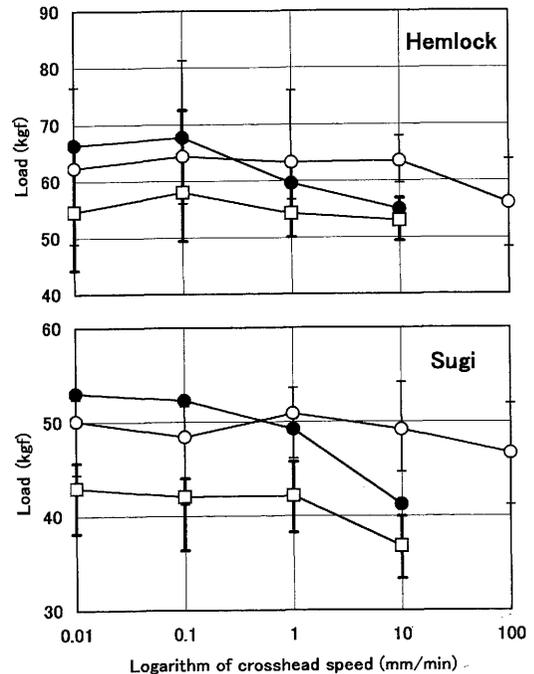


Fig. 15. Relationships between some critical load values and crosshead speed.

Legend: ●: Load based on apparent AE vs. COD diagram,
○: Load determined by P_Q method (ASTM E399),
□: Load based on AE vs. elastic COD diagram.

度域における限界値の決定には適していないことがわかる。

クラックゲージによるき裂進展を測定したところ、クロスヘッドスピードが0.003~1 mm/minの範囲においては負荷速度に関係なく、割裂による材料の分離と同時にクラックゲージの切断が起きていることが分かった。

3.5.2 CODの弾性成分による破壊規準の評価

高含水率材のTRシステムでは、き裂材の破壊の負荷速度依存性に限界COD規準が適用できる例⁴⁾が示されており、本研究のような乾燥材のTLシステムでもAEの発生との関係を問題にしなければ、Fig. 14, 15のように P_0 値における COD_c が一定値のように見える。

次に材端部で測定した見掛けのCODを単純化して弾性成分と粘性成分に分離し、CODの弾性成分をもって限界値を決定する方法を考えた。実際に負荷速度が遅い場合、粘性成分が増加して荷重-COD曲線は傾きが小さくなり、曲線的になる。そこで見掛けの荷重-COD曲線から粘性成分を分離するため、ベイツガでは3.4で述べた荷重-COD曲線のモデル式において瞬間的な負荷に取れんさせることにより、弾性成分のみの仮想的な荷重-COD曲線を得ることができる。Fig. 12によるとベイツガでは瞬間的な負荷とクロスヘッドスピード100 mm/minの傾きはほぼ一致していた。スギでは荷重-COD曲線のモデル式がないので、近似的にクロスヘッドスピード100 mm/minの傾きを瞬間的な負荷の傾きとみなし、この実験値を用いてベイツガと同様に仮想的な弾性成分のみの荷重-COD曲線を求めた。これは弾性変形に基づくものと考えられるので負荷速度には依存しないことが期待される。

弾性成分からなる荷重-COD曲線に、同じくCODの弾性成分に対応するAEの発生状況に対応させた。Fig. 16 (ベイツガ:クロスヘッドスピード=0.01 mm/min)に示すように、見掛けのAE-COD図形(AE_a)でAEが発生した各CODについて、CODの粘性成分に相当する分だけAEの発生を左側にシフトさせて弾性成分のCODにおけるAE発生(AE_e)を表した。Fig. 16で点Aを任意のCODに対応するAE発生とすると、点Aにおける粘性成分のシフト量は $A'B'$ ($=\overline{AB}$)となる。したがって、点AからCODの粘性成分を取り除くと、点Aは点Bにシフトされ、弾性成分のCODに対応するAE発生を表すことができる。同様に、見掛けのCODに対して最大AE発生率を示す点Mは、粘性成分を取り除くと点Nとなる。そこで、点N(弾性成分のCOD

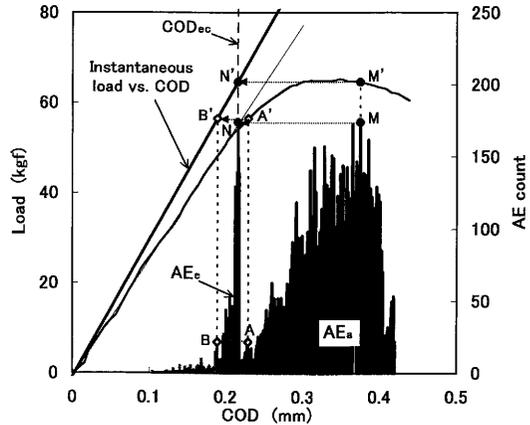


Fig. 16. Load-COD diagram and AE count.

Notes: X-Y graph: Load-COD diagram, Bar graph: AE count,
 COD_{ec} : Critical value of elastic COD,
 AE_a : AE corresponding to apparent COD,
 AE_e : AE corresponding to elastic COD,
A: AE at arbitrary apparent COD,
A': Load at the point A,
B: AE at elastic COD converted from apparent COD of point A,
B': Load at elastic COD converted from apparent COD of point A',
M: Maximum AE count,
M': Load at maximum AE count,
N: Maximum AE count at elastic COD converted from apparent COD of point M,
N': Load at elastic COD converted from apparent COD of point M',
 $\overline{AB} = \overline{A'B'}$, $\overline{MN} = \overline{M'N'}$.

に対して最大AE発生率を示す点)のCODを限界値 COD_{ec} とした。実験で測定されるAEの発生は、見かけのCODに対応している。ある見かけのCODは粘弾性モデルによって弾性と粘性成分とに分離することができるが、AEの発生をCODの弾性または粘性成分に起因する成分に識別することは実際上できない。そこで、筆者らは次のように考えた。CODの粘性成分は、分子レベルでの滑りおよびこれに起因する細胞断面形状の変化によって起こるものと考えられる。したがって、このような粘性変形におけるAE発生は、弾性変形に基づくCODの変化に対応して発生するAEに比べてそれほど多くないと考えられるので、試験中に発生するAEは全てCODの弾性成分に振り分け、実験結果との対応からこの考え方の妥当性を確かめることにした。

Fig. 4の実験結果では、優勢なAEは負荷速度の遅い場合にはCODの大きいところで発生し、速い場合はCODの小さいところで発生した。しかしAE

の発生を COD の粘性成分だけシフトさせた場合は、Fig. 14 に示すように、特に負荷速度が遅いときの限界荷重と最大 AE 発生とのずれが修正され、またクロスヘッドスピード 10 mm/min では AE の最大発生率を表す COD は他のクロスヘッドスピードのときに比べてやや小さくなったが、負荷速度にあまり依存しなくなった。COD_{ec} はベイツガで約 0.2 mm、スギで約 0.25 mm のところに現れた。脆性的な破壊は AE 発生率のピーク付近で生じると考えられる。このときの弾性成分の COD をもって限界荷重を決定すれば、急激な AE の発生と限界値の関係を矛盾なく説明でき、ほぼ負荷速度に依存しない破壊規準とすることができると考えられる。限界荷重は Fig. 15 よりベイツガで約 55 kgf、スギで約 42 kgf となった。

なお結果をもう少し詳細に見ると、クロスヘッドスピードが 10 mm/min のような高速になった場合は、COD_{ec} が小さくなる傾向が認められる。この原因は現時点では明確ではないが、次のような可能性が考えられる。Fig. 5 に示したように、負荷速度が速くなると AE 振幅レベルの高いものの発生が相対的に多くなる傾向がある。崩落的な破壊に伴う AE の振幅レベルは高いと推測されるので、最多発頻度を越えた後にもこのような AE が発生するとすれば、高速負荷領域では本研究でもとめた COD_{ec} よりやや後方にシフトする必要が生じるかもしれない。その検証には、個別の AE の振幅レベルが標識できる高度な AE 装置による実験が必要となる。

4. 結 論

試験体の片側中央部にき裂を有する木材の横引っ張り試験 (SENT-TL) において、負荷速度を変化させて実験を行った。そこで、荷重-COD 曲線及び

AE 発生速度依存性を検討し、さらに破壊の限界値の決定について検討して、以下の結論を得た。

(1) 負荷速度が速いほど荷重-COD 曲線の初期勾配は大きくなり、脆性的な破壊を示した。また AE についても負荷速度が速いほど COD の小さい段階から発生した。

(2) 一般化されたマックスウェルモデルによる荷重-COD 曲線のモデル化は、最大荷重のおよそ 2/3 までの応力の範囲では、速度依存性に対する実験結果とうまく適合した。

(3) P_Q 法による破壊応力の限界値の評価は、崩落的なき裂の進展に伴う AE の発生との関係を矛盾なく説明するためには、負荷速度が速いときの適用に問題があることが分かった。

(4) 負荷速度に依存しない破壊応力の限界値には、見掛けの COD から分離された弾性成分の限界値を用いることが有効なことが明らかとなった。

文 献

- 1) 杉山英男：“建築構造学大系22木構造”，彰国社，1971，pp. 28, 94-97.
- 2) Schniewind, A. P., Centeno J. C.: *Wood and Fiber* 5(2), 152-159 (1973).
- 3) Schniewind, A. P.: *Wood and Fiber* 9(3), 216-226 (1977).
- 4) Sobue, N., Asano, A.: *Mokuzai Gakkaishi* 33, 7-11 (1987).
- 5) 佐藤 清：材料 47(8), 841-845 (1998).
- 6) 小野木重治：“レオロジー要論”，槇書店，1960，pp. 52-55, 58-59.
- 7) 國尾 武，中沢 一，林 郁彦，岡村弘之：“破壊力学実験法”，朝倉書店，1984，pp. 80-81.