弾性波の逆演算処理によるシェブロンノッチ付
等方性カーボンの安定亀裂のマイクロダイナミクス*林 康久*¹, 竹本幹男*²Microdynamics of Chevron-Notched Isotropic Carbon
by the Inverse Processing of Elastic Wave

Yasuhisa HAYASHI and Mikio TAKEMOTO

Microdynamics of chevron-notched isotropic carbon were investigated by the source inversion processing of elastic waves. The geometric correction factor for stress intensity factor Y^* determined by compliance measurement was found to agree well with that of the superpose method by D. Munz. The fracture toughness of this material was $1.3\text{MPa}\cdot\text{m}^{1/2}$. The AE monitoring system (ADAS) developed by the authors was demonstrated to measure the surface displacement generated by mode-I cracking. Therefore, the source waves, crack volume and released energy were obtained by the time-domain deconvolution integral of detected displacement by the theoretical Green's function of the media. The area produced by stable crack propagation was found to be about $0.5\text{--}1.0\text{mm}^2$, and to agree fairly well with the characteristic features of the fracture surface. The stable crack growth velocity was estimated to be about 250m/s .

Key Words: Acoustic Emission, Brittle Fracture, Stress Intensity Factor, Chevron Notch, Isotropic Carbon, Microdynamics, Inverse Processing, Source Wave

1. 緒 言

カーボン材は、熱的および化学的安定性に優れているため、耐熱あるいは耐食材料として各種化学およびエネルギープラント用機器等で実用化されているのみならず、宇宙分野への展開も試みられている。カーボンはこれらの優れた特性をもつ反面、脆いという欠点も併せもっている。この種の脆性材料の実用化、安全使用においては、正確な破壊靱性値の評価と、破壊のダイナミクスを明らかにすることが重要である。

脆性材料の破壊靱性評価法としては、シェブロンノッチ（以下CN）付試験片が極めて有用であることが報告されている⁽¹⁾。また、割れの発生・伝播に伴う弾性波動（あるいはAcoustic Emission波、以下AE波）の逆演算処理によって原波形を求めれば、微小割れのダイナミクスやキネマティクスを解明できることも報告されている^{(2)~(5)}。

著者らは、弾性波動の伝播によって誘起される表面変位を精度良く計測し、これを逆演算処理して、いわ

ゆるAE原波形⁽⁴⁾を求めるADASシステム（Acoustic Data Acquisition System）を開発し、水撃圧⁽⁶⁾や水素脆化割れ⁽⁷⁾のダイナミクスを検討してきた。微小割れのダイナミクスの解明を目的とした弾性波動の逆演算処理においては、計測したAE波の発生点、すなわち亀裂先端位置を正確に求め、応答関数を精度よく決定することが極めて重要である。CN付試験片では、(1)コンプライアンス計測により巨視亀裂長さが直接求まること、(2)安定亀裂が伝播すること、(3)割れ発生点が試験片中央部、すなわち、側壁より離れていることから側面反射波の影響を比較的受けにくいことなど、割れのマイクロダイナミクスを検討する上でも極めて好都合の試験片である。

本報では、CN付等方性カーボンを用いた破壊靱性値の計測、および、試験中に検出された微小表面変位を理論グリーン関数で逆合積する方法を用いて安定亀裂のマイクロダイナミクスを検討した結果を報告する。

* 原稿受付 平成3年2月28日。

^{*1} 正員、青山学院大学大学院（〒157 東京都世田谷区千歳台 6-16-1）。^{*2} 正員、青山学院大学理工学部。

図1 シェブロンノッチ付試験片とAE原波形解析システム

2. CN付等方性カーボンの破壊靱性試験

実験に用いた材料は緻密質等方性カーボン（株）日立化成工業製PD-600、ヤング率：9.8GPa、ポアソン比：0.2、かさ密度：1810kg/m³、縦波伝播速度（実測値）：2454m/sである。試験片は図1に示す引張り型で、B=40.7mm、H=20.35mm、W=42.4mmである。なお図中には $a_0=13.34$ mmのCN付試験片の破壊靱性値測定のために用いたAEセンサー取付位置、信号処理のための直交座標系も示す。CN付試験片の応力拡大係数：Kは次式で与えられる⁽⁹⁾。

$$K = \frac{P}{B \sqrt{W}} Y' \quad (1)$$

ここで、B、Wは図1に示した試験片形状、Pは負荷荷重、Y'は修正係数である。無次元コンプライアンス：C'とY'の関係は次式で与えられる。

$$Y' = \left[\frac{1}{2} \frac{dC'}{d\alpha} \frac{\alpha_1 - \alpha_0}{\alpha - \alpha_0} \right]^{1/2} \quad (2)$$

ここで、 α_0 及び α_1 は図1に示した a_0 および a_1 より求まる無次元切欠き寸法（ a_0/W 、 a_1/W ）で、 $\alpha_0=0.315$ 、 $\alpha_1=1.0$ とした。また α は無次元亀裂長さ a/W である。

Y'は解析的に求めることも可能であるが、D.Munz⁽⁹⁾らは、P.C.Paris⁽¹⁰⁾およびG.C.Gross⁽¹¹⁾が提唱した貫通亀裂における Y_1 、 Y_2 （それぞれ式(3)、(4)）を用いて、式(5)で重ね合わせ、式(6)よりY'を求める簡便な方法を提唱している。

$$F_1 = \frac{Y_1 (1 - \alpha)^{3/2}}{\alpha} \quad (3)$$

$$= 2.702/\alpha + 1.628 \quad (\text{P.C.Paris})$$

$$F_2 = \frac{Y_2 (1 - \alpha)^{3/2}}{\alpha} \quad (4)$$

図2 荷重-変位曲線

$$= \sqrt{12 \frac{W^3 (1 - \alpha)^3}{H^3}} \left(1 + \frac{0.679}{\alpha (W/H)} \right) \quad (\text{G.C.Gross})$$

$$F = \ln(\exp F_1 + \exp F_2) \quad (5)$$

$$Y' = F \alpha / (1 - \alpha)^{3/2} \quad (6)$$

本研究では、この重ね合わせ法より得られたY'と、コンプライアンス測定から実験的に求めたY'が一致するかどうかをはじめに検討し、もし一致するならD.Munzの簡便式を用いることにした。

D.Munzによる式(6)を検証するため、0.6mm³のダイヤモンドカッターを用いて五種類の亀裂長さ、すなわち $\alpha=0.315$ 、0.400、0.486、0.657、0.743を導入した試験片を準備した。通常のクリップゲージ法では荷重点変位は計測できなかったため、ゲージ長30mmの歪ゲージ（共和電業製KFG-30-120-C1-11）を荷重点近くに接着して歪変化を計測し、あらかじめ微小変位較正器（島津SC50）を用いて較正した変位-歪関係より変位置に変換した。引張試験は、定速度引張試験装置（東伸工業SERT MINI-3000B）を用いて、クロスヘッド速度0.03mm/minで行ない、歪、荷重、およびAE波を同時記録した。図2に荷重-変位曲線を示す。これより、各 α に対するコンプライアンス：Cを求め、式(7)より無次元コンプライアンス：C'に換算した。

$$C' = C \frac{E}{(1 - \nu^2)} B \quad (7)$$

E、 ν はヤング率およびポアソン比である。図3中の実線は実験値を5次近似した式(8)の回帰式より求めたY'を示す。

$$C' = 17.184\alpha^5 - 27248\alpha^4 - 15648\alpha^3 - 3586\alpha^2 + 291\alpha + 495508 \quad (8)$$

一方、破壊は式(6)より得られた Y' である。使用した歪ゲージが幅をもっていることから荷重点変位を正確には計測できないこと、また切欠き厚さ(0.6mm)が大きいなど、実験手法上の制約に帰属する誤差はあるものの、両者は $\alpha < 0.6$ の範囲ではかなりよく一致している。破壊靱性値の測定のためには Y' が最小となる Y'_{min} ($\alpha = 0.497$)を用いるが、本研究で得られた Y'_{min} と式(6)より得られる Y'_{min} の誤差は1%以下であった。一方、D. Munzら⁽⁹⁾は $W/H = 3$ および4の高張力ジュラルミン材の試験片を用いて、重ね合わせ法と実験的にえられた Y' の精度を検討しているが、その結果では Y'_{min} の誤差は0~3.5%程度であったとしており、本法は K_{Ic} を計測するには十分な精度をもっているものと考えられる。これらのことより、破壊靱性評価およびAE波解析においては、式(6)を用いて Y' を、コンプライアンス変化より巨視亀裂長さ: α を求めることにした。

図3 Y' 値の実験値とD. Munzの提唱式との比較

図4 シェブロンノッチ試験片の荷重-変位曲線とAE発生点

図4は、CN付等方性カーボン試験片の荷重-変位曲線の一例である。なお、曲線に記入された矢印はAE波検出点を示している。AE波は最大荷重に達する前から発生しており、発生状況から安定亀裂が生長していることが判る。同時測定した、荷重-変位曲線よりコンプライアンスを求め、最大荷重時の α を求めると0.485となり図3の結果と比較的によく一致していた。3本の試験片についての K_{Ic} の平均値は $1.3 \pm 0.2 \text{ MPa} \cdot \text{m}^{1/2}$ であった。

3. AE原波形解析法

CN付試験片の特徴は、予亀裂を導入しないで破壊靱性値が計測できる点にあると言われている⁽¹⁾。すなわち、亀裂先端部で著しい応力集中を起こしながら、亀裂進展につれて応力拡大係数が減少(今回のケースでは $\alpha < 0.497$)することから、安定亀裂が生長すると考えられる。そこで、この安定亀裂のダイナミクスをAE原波形解析法を用いて検討した。使用したAE計測システムは、弾性波動が誘起する表面変位、すなわち図1に示したセンサー位置における x_3 方向変位(以降 u_3 とする)をかなり精度よく計測できるものである。システムは、変位センサー(DUNEGAN社 S9208)、広帯域プリアンプ(NF回路ブロック社 9913)、高速デジタイザー(AUTNICS社 S121、50nsec, 10bit, 1024点)、32bitパーソナル・コンピューター及びハードディスクから構成されており、仮定した破壊モードに対する時間領域および周波数領域でのセンサー取付部の変位のシミュレーション、および逆合成による原波形をうることができる。このシステムが表面変位 u_3 を計測できることは、後述するセンサー絶対較正法において示すが、センサー較正法は材料のグリーン関数と密接に関係しているので、今回用いた原波形解析法を述べる。

大津らによる"Generalized Theory of AE"⁽¹²⁾によれば、例えば図1の系において、半無限平板を仮定できるような場合には、弾性体内の位置 x_0 、時間 t_0 において ΔT の時間内に体積 ΔV (または解放エネルギー ΔD)のMode I型の微小亀裂が発生したときの、時間 t 、位置 x (センサー取付位置)における、 x_3 方向の変位: $u_3(x, t)$ は式(9), (10)で定式化される。

$$u_3(x, t) = \Delta V * T_{33}(x, t; x_0, t_0) \quad (9)$$

$$= \Delta D * G_{33,3}(x, t; x_0, t_0) \quad (10)$$

ここで*は合成積を意味する。また T_{33} は第二種グリーン関数で式(11)で与えられる。

$$T_{33} = \lambda G_{31,1} + \lambda G_{32,2} + (\lambda + 2\mu) G_{33,3} \quad (11)$$

λ 、 μ はラーメの定数、また G_{ijk} はグリーン関数 G_{ij} の x_k 方向の空間微分である。表面の微小変位を正確に計測することはかなりむづかしく、一般にはシステムを介しての検出波を実験的に求めた応答関数⁽²⁾ $U(f)$ を用いて逆合積する方法がとられている。しかし著者らの経験では、逆演算処理に離散データの積分操作を伴うなどの理由により、正しい結果が得られないことがある。一方、表面変位が計測できれば、(9)、式(10)の逆演算、すなわち表面変位を理論グリーン関数で逆合積することによって、割れ体積： ΔV 、あるいは解放エネルギー ΔD を求めることが可能であろう。理論グリーン関数は材料が半無限完全弾性体であると仮定できる場合には、A E発生源（本研究では進展巨視亀裂先端の座標 x ）とセンサー取付座標系及び、密度、ポアソン比、縦波伝播速度が与えられれば計算可能である⁽¹²⁾⁽¹³⁾。そこで、はじめに使用した材料に対して理論グリーン関数が適用できるか否かを検証するため、弾性波動の減衰特性を評価した。距離減衰特性： Q はエネルギー： E をもつ波動が一波長進む間に失うエネルギー： ΔE を用いて次式で表現される⁽¹⁴⁾。

$$Q = 2\pi E / \Delta E \quad (12)$$

A E波伝播における周波数応答 $U(f)$ が距離減衰のみに依存するとすれば、 $U(f)$ は伝播距離： d を用いて次式で表現される⁽¹⁵⁾。

$$U(f) = \exp\left(-\frac{\pi f}{v_p Q} d\right) \quad (13)$$

ここで f は周波数、 v_p は縦波音速である。そこで、二種類の板厚（ d_1 : 9mm, d_2 : 30mm）の試験片を用意し、シャープベンシルの芯の圧折に対するJust-epicenterにおける弾性波動を検出し、検出波のフーリエ変換比を用いた次式より Q 値を評価した。

$$\ln \frac{U_{d1}(f)}{U_{d2}(f)} = -\frac{\pi f}{v_p Q} (d_1 - d_2) \quad (14)$$

図5 カーボン材に対する弾性波動の距離減衰特性

式(14)より得た結果を図5に示す。応答比はほぼ1で一定しており、 $Q = \infty$ とみなせるので、この程度の板厚では弾性波動の減衰のない完全弾性体と考えてよいことが判った。

次に、シャープベンシルの芯の圧折による弾性波動を検出し、開発したADASシステムの妥当性の検討と、センサーの感度校正を行なった。9mm厚のグラファイト板表面でシャープベンシルの芯を圧折することによるHeaviside型ステップ力⁽¹⁶⁾（解放力：3.5N、立ち上がり時間：0.9 μ sec）を入力し、これを反対面、音源より6mm離れた位置に取り付けたセンサーで検出し、ADASシステムで処理した。またステップ状原波形とモノポール源に対するグリーン関数 $G_{33}(x, t; x_0, t_0)$ との合積により表面変位をシミュレーションした。シミュレーション波を図6-(a)に、検出波を(b)に示す。初動部分に注目すれば、両波形がよく一致していることから、本システムが表面変位を正確に計測していることが判る。また、センサーメーカーの校正法⁽¹⁷⁾に従い、初動P波に対するセンサー出力と変位入力との比をとることで、センサーの絶対感度：2.15 $\times 10^7$ V/mを得た。この感度は水撃圧を用いる表面インパルス逆合積法⁽¹⁸⁾で求めた値とよく一致していた。

4. CN付カーボンの安定亀裂のマイクロダイナミックス

引張試験中に観察されたA E波の原波形解析を行な

図6 シャープベンシルの芯圧折時のシミュレーション波と検出波の比較

図7 $\alpha = 0.365, 0.512$ における検出波、シミュレーション波および原波形の一例

い、安定亀裂のマイクロダイナミクスを検討した。原波形はMode I 型の微小割れによるセンサー出力を表面変位に換算したのち、理論グリーン関数を用いて時間領域で逆合積する手法を用いた。センサーは図1の座標系で $(x_1=13.00, x_2=0.0, x_3=20.35)$ の位置に取り付けたが、この理由についてはあとで述べる。

図7-(a)は破壊靱性試験中に得られたAE波の一例である。左は初期段階 ($\alpha=0.365$) に発生した波形、右は Y^* がほぼ最小値 ($\alpha=0.512$) になるときに発生した波形である。一方、式(9)を用いてシミュレーションした波形を(b)に示す。この時、原波形 $V(t)$ は式(15)を用い、 $\Delta D=0.15$ 及び 0.11mJ 、立ち上がり時間 $\Delta T=5$ および $3.5\mu\text{sec}$ のステップ関数とした。

$$\begin{aligned} dD(t)/dt &= D_0 \sin^4(\pi t / \Delta T) \quad (0 < t < \Delta T) \\ &= 0 \quad (\Delta T < t) \end{aligned} \quad (15)$$

ここで D_0 は ΔD に対応する定数である。(a)と(b)の初動波形はよく一致しており、検出AE波は巨視亀裂先端部の突発的Mode I 型割れに伴うもので、初動波到

達後 $10\mu\text{sec}$ までは反射波等の影響を受けていないこと、試験片の応答関数として理論グリーン関数を用いることが判った。次に検出波をグリーン関数 G_{333} で逆合積して得られた原波形を(c)に示す。 $\alpha=0.365$ における原波形では振動成分が顕著されるが、初頭部はステップ状の立ち上がりを示している。この振動成分は時間領域における逆合積の解の不安定性に起因すると考えられ、 α の変化に伴うグリーン関数の変化によって、安定に解を得られる領域がある程度限定されることを示している。そこで本研究では Y^* の前後で発生するAE波について、正しい原波形が得られるようなセンサー位置を選んだ。

原波形より求まる初頭解放エネルギー: ΔD と巨視亀裂長さ: $a-a_0$ の関係を図8に示す。この関係はバスタブ型の曲線となり、初期に大きなエネルギーを解放したのち、 $0.1\sim 0.2\text{mJ}$ 程度の比較的小さな値におちつき、再び増大している。ところで等方性カーボンはほぼ完全脆性破壊を示すことから、計測した解放エネルギー: ΔD はエネルギー解放率: G と式(16)で関係づ

図8 巨視亀裂長さと解放エネルギーの関係

図9 巨視亀裂長さとクラック面積の関係

けられる。

$$\Delta D = G \cdot \Delta A \quad (16)$$

$$G = \frac{K^2 (1 - \nu^2)}{E} \quad (17)$$

従って式(18)より割れによる新生面積: ΔA を求めることが可能と考えられる。

$$\Delta A = \frac{E}{K^2 (1 - \nu^2)} \Delta D \quad (18)$$

図9は ΔA と $a - a_0$ の関係を示す。図8とほぼ同様の傾向を示し、安定亀裂成長期には $0.5 \sim 1.0 \text{ mm}^2$ 程度の面積が生成しており、最終破断近傍では 2 mm^2 程度であると推定される。図10は原波形の立ち上がり時間: ΔT と、正方形亀裂を仮定したときの亀裂進展長さ: $\Delta l = \sqrt{\Delta A}$ の関係を示す。亀裂進展最大速度は 500 m/s に達するが、多くのデータは 250 m/s 前後に分布している。

一方、式(9)を用いれば、亀裂体積: ΔV に関する解析を行なうことが可能である。図11は ΔV と $a - a_0$ の関係を示す。図8とほぼ同じ傾向を示しており Y 方向となる領域では $\Delta V = 8 \times 10^{-6} \text{ mm}^3$ 程度であった。ところで、

図10 原波形の立ち上がり時間と微視亀裂長さの関係

図11 巨視亀裂長さと亀裂体積の関係

Mode I型亀裂に対してR. Burridgeら⁽²⁰⁾⁽²¹⁾は次式の関係が成立することを報告している。

$$D(t) = (\lambda + 2\mu) \phi(t) A(t) \quad (19)$$

ここで $A(t)$ は亀裂面積、 $\phi(t)$ は亀裂開口変位であるので、 $\phi(t) A(t)$ は時間: t における亀裂体積を表わす。したがって式(20)の関係より、 $\Delta D / \Delta V$ は材料固有の一定値となる。

$$D(t) / V(t) = (\lambda + 2\mu) \quad (20)$$

逆演算処理によって求めた ΔD 、 ΔV の妥当性を検証する目的で式(20)について検討した。図12は $\Delta D / \Delta V$ と $a - a_0$ の関係を示している。得られた結果は $a - a_0$ に関係なく計算値 $(\lambda + 2\mu) : 1.09 \times 10^{10} \text{ N/m}^2$ とよく一致することから、今回用いた手法によって安定亀裂の大きさが求められているものと考えられる。

図12 巨視亀裂と $\Delta D/\Delta V$ の関係

図13 破面の顕微鏡観察結果

図13は破面の実体顕微鏡写真である。写真ではやや不鮮明であるが、斜光光学観察ではリガメント先端部では縞状の模様を観察されるが、これはシェブロンノッチにより亀裂進展の連続的阻止が生じた結果であると考えられる。進展亀裂によって生ずる新生面の面積は、破面に凹凸があること、境界が同定しにくい場所があること、などのため正確に見積ることはむづかしいが $0.2 \sim 2.2 \text{ mm}^2$ 程度が観察される。また Y_{max} となる亀裂長さに相当する領域では極めて細い平行条痕が観察され、それに挟まれた面積はほぼ 0.7 mm^2 であった。この値はAE原波形解析より求めた ΔA にほぼ近い値となった。なお、引張り試験時の荷重-時間曲線では、図14にその一部を示すようにAE発生点に対応する位置で、小さな荷重のポップインがみられた。このポップインは図13に示したような亀裂の間欠的生長を示唆

図14 シェブロンノッチ付カーボン引張り荷重-時間曲線におけるポップイン

しているものと考えられる。すなわち、求めた原波形は、カーボン粒子オーダーの微細欠陥の発生に対応すると言うよりも、セミマクロ的なMode I型安定亀裂の生長の過程に対応しているものと考えられる。解の一意性については、破面に明確な特徴を示す別種カーボン材について多チャンネルAEモニタリングシステムを用いて、今後検討する予定である。

5. 結 言

シェブロンノッチ付試験片を用いて、等方性カーボン材の破壊靱性値と破壊のマイクロダイナミクスを検討した。得られた結果を要約すると以下の通りである。

- (1) シェブロンノッチ付試験片に対してD. Munzが提唱した Y^* の式を実験的に検証した結果、 $\alpha < 0.6$ の範囲では実験値とかなりよく一致し、 Y^* の誤差は1%以下であった。また使用した等方性カーボンの K_{Ic} は $1.3 \text{ MPa} \cdot \text{m}^{1/2}$ 程度であった。
- (2) 開発したAEモニタリングシステムは、表面変位を正確に計測できること、また本研究の実験条件ではAE波の減衰や、反射波による波形乱れはほとんど生じておらず、理論グリーン関数を用いた時間領域での逆合積によって解放エネルギー、および亀裂体積を求めうる事が判った。
- (3) 最初のAE波は最大荷重前に、また巨視亀裂の進展につれてほぼ連続的に発生していることから、Mode I型の安定亀裂が生長していることが判った。

また原波形は、セミマクロ的安定亀裂の生長に対応するもので、その面積はほぼ $0.5 \sim 1.0 \text{ mm}^2$ 程度、亀裂進展速度は 250 m/s 程度に見積られた。

謝 辞

本研究で使用した緻密質等方性カーボンPD-600は(株)日立化成工業より供与していただいた。また、本研究の遂行にあたり熱心に協力していただいた、当時の卒業研究生、利根川恭平君、上田武和君に感謝する。

文 献

- (1) 李 宗炯・小林英男、切欠き底に発生した微小疲労き裂の検出とき裂開口の測定、機論、51-461, A (1985), 142.
- (2) 本間恭二・石川浩通、セラミックスのA E原波形解析、機論、55-515, A (1989), 1607.
- (3) 丹羽義次・小林昭一・大津政康、アコースティック・エミッションの発生機構に関する考察、土木学会論文報告集、314, (1981), 125.
- (4) 大平貴規・岸 輝雄、A E原波形解析による破壊の動的素過程に関する研究、日本金属学会誌、46-5, (1982), 518.
- (5) M. Shigeishi and M. Ohtsu, Crack Kinematics by Symplified Moment Tensor Inversion of AE, Progress in Acoustic Emission V, Jpn.Soc.Non-Destructive Inspection, (1990), 211.
- (6) 林 康久・竹本幹男、逆演算手法による高速水ジェット水撃圧の計測方法の開発とその検証、材料科学、27-4, (1990), 231.
- (7) 林 康久・竹本幹男、A E原波形解析システムの開発と低合金鋼の水素脆化割れモニタリングへの適用、防食技術、39, (1990), 347.
- (8) J.E.Srawley and B.Gross, Materials Research and Standards, 7, (1967), 155.
- (9) D.Munz, R.T.Bubsey and Srawley, Compliance and stress intensity coefficients for short bar specimens with chevron notches, Int.J.Fract., 16-4, (1980), 359.
- (10) P.C.Paris and G.C.Sih, Fracture Toughness Testing and its Applications, ASTM-STP-381, American Society for Testing Materials, Philadelphia, (1965), 30.
- (11) B.Gross and J.E.Srawley, Stress Intensity Factors by Boundary Collocation for Single-Edge-Notch Specimens Subject to Splitting Forces, NASA TN D-3295, (1966).
- (12) M.Ohtsu and K.Ono, A Generalized Theory of Acoustic Emission and Green's Functions in a Half Space, J.Acoustic Emission, 3-1, (1984), 27.
- (13) L.R.Johnson, Green's Function for Lamb's Problem, Geophys.J.R.astr.Soc., 37, (1974), 99.
- (14) 大津政康、アコースティック・エミッションの特性と理論、(1988), 57, 森北出版
- (15) W.I.Futterman, Dispersive Body Wave, J.Geophys. Res., 67-13, (1962), 5279.
- (16) M.Takemoto and Y.Hayashi, Study on The Erosion Intensity and The Mechanism of Cavitation and Mist Erosion by AE Analysis, Progress in Acoustic Emission IV, Jpn.Soc.Non-Destructive Inspection, (1988), 520.
- (17) C.Feng and R.M.Whittier, Acoustic Emission Transducer Calibration Using Transient Surface Waves and Signal Analysis, DUNEGAN/ENDEVCO Technical Report DE 79-1, (1979).
- (18) 林 康久・竹本幹男、水撃圧を用いる広帯域A Eセンサーの絶対較正法、非破壊検査、39-11, (1990), 921.
- (19) Y.Niwa, M.Ohtsu and H.Shiomi, Waveform Analysis of Acoustic Emission in Concrete, Memoirs of the Faculty of Engineering, Kyoto Univ., MEKYA, 43-IV, (1981), 319.
- (20) 大平貴規・岸 輝雄・宮下博仁・香川 豊・中田 栄一、C u - W 繊維強化複合材料の繊維破断過程のA E原波形による解析、日本金属学会誌、48-3, (1984), 248.
- (21) R.Burridge and L.Knopoff, Body Force Equivalents for Seismic Dislocations, Bul.Seis. Soc.Am., 54, (1964), 1875.