

# 実験的応答関数を用いたAE原波形解析による高強度鋼の遅れ破壊き裂発生速度

田村 宙治\*・竹本 幹男\*<sup>2</sup>

Delayed Fracture Kinetics of High Tension Steel by the Source Analysis of AE  
by Using the Experimental Transfer Function

Okiharu TAMURA and Mikio TAKEMOTO

**Synopsis :** We propose a new method for estimating the AE (or elastic wave) source wave in the delayed fracture of a finite specimen (NACE-TM0177) by using the experimental transfer functions of medium and/or AE transducer. A laser induced dielectric break-down of silicon grease was utilized to examine the frequency resolution of the AE system employed. Due to the limited frequency resolution of the system and the reflected waves, the accurate source analysis of micro-fracture was limited to a relatively slower crack generation with the rise time longer than 0.5  $\mu$ s. Crack generation rate in the delayed fracture of QT-treated SCM 440 alloy with tensile strength of 1323 and 1500 MPa was estimated to change from 50 m/s (effective rate: 145m/s) to 170 m/s (490 m/s), depending on both the strength of material and hydrogen concentration in front of notch.

**Key words :** delayed fracture ; AE source wave ; experimental transfer function ; NACE-TM0177 specimen ; low alloy steel.

## 1. 緒言

前報<sup>1)</sup>では、CT試験片の遅れ破壊中に放出されるAE(または弾性波)のモーメントテンソル解析と原波形解析を行い、マルエージング鋼の微小破壊のダイナミックス(破壊モードと生成速度)を検討した。原波形は第二種グリーン関数を用いた初動縦波(P波)のシミュレーションによって求めた。P波の振幅と変動速度は、破壊のダイナミックスに大きく依存する。破壊モードと破壊規模が同じなら、高速破壊では大きな振幅の高速縦波が放出されるが、モニターリングシステムの周波数帯域が狭いと高周波縦波の検出が難しくなる。小さな試験片での高速微小破壊では、反射波も入るので微弱な高速縦波が正しく測定できるか否かが大きな問題になる。

ところで、NACE TM0177では、直径6mmの丸棒試験片を用いる硫化水素環境での水素脆性破壊試験法を規定しているが、この試験片は高強度鋼の遅れ破壊の試験にもよく用いられる。この様な小さな試験片では、AEセンサーは試験片端面に装着せざるを得ないが、多くの反射波のためP波を見誤る恐れがある。そこで、小さな試験片を用いた遅れ破壊試験でもAE原波形が正しく求められる様に、媒体やセンサーの応答関数を実験的に求め、これを用いて原波形を推定することを試みた。本報では、パルスレーザとシャ

ープペンシルの芯の圧折を疑似音源として用いる応答関数の決定法、実験的応答関数を用いるAE原波形解析法とその限界を議論し、引張り強さ1323MPaと1500MPaのSCM 440鋼のモードI型遅れ破壊の生成速度について報告する。

## 2. 実験的応答関数決定法

引張り負荷方向を $x_3$ とする材料内部の点 $x'$ 、時間 $t'$ で発生したMode-I型微小破壊(crack normal:  $x_3$ )によって放出される弾性波が、外部境界上の点 $x$ 、時間 $t$ に励起する $x_3$ 方向の変位 $U_3(x, t)$ は、半無限均質等方媒体では第二種グリーン関数 $T_{33}$ と生成体積 $Ab_3$ の合成積((1)式)で与えられる<sup>2)</sup>。なお、 $A$ はき裂面積、 $b_3$ は $x_3$ 方向への開口変位である。

$$U_3(x, t) = T_{33}(x, t; x', t') * Ab_3(x', t') \quad \dots\dots(1)$$

モノポール現象に対する第1種グリーン関数 $G_{ij}$ の $x_k$ 方向の空間微分 $G_{ij,k}$ を用いれば、 $T_{33}$ は(2)式に書き換えられる。

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

$\lambda$ 、 $\mu$ はラーメの定数である。(2)式の、第2と第3項は第1項に比べて十分小さい(約100分の1)ので、これを無視すると(3)式となる。

平成9年9月12日受付 平成9年12月21日受理(Received on Sep. 12, 1997; Accepted on Dec. 21, 1997)

\* 青山学院大学大学院生(Graduate Student, Aoyama Gakuin University, 6-16-1 Chitosedai Setagaya-ku Tokyo 157-0071)

\* 2 青山学院大学理工学部(Faculty of Science and Engineering, Aoyama Gakuin University)

$$T_{33} = (\lambda + 2\mu) G_{33,3} \dots\dots\dots (3)$$

すなわち、有限試験片について $G_{33,3}$ が実験的に求められれば、(4)式を用いて原波形を求めることができる。

$$U_3(x, t) = G_{33,3} * (\lambda + 2\mu) A b_3(x', t') \dots\dots\dots (4)$$

ここで、 $(\lambda + 2\mu) A b_3(x', t')$ は、サイズミックモーメントである。 $G_{33,3}$ はモノポール現象( $x_3$ 方向に作用する力)に対する第一種応答関数 $G_{33}$ の $x_3$ 方向空間微分であるが、等方均質弾性体では、縦波位相速度 $V_p$ は周波数によらず一定と見なせるので、 $x = V_p \cdot t$ である。従って、 $G_{33,3}$ は(5)式で与えられる。

$$G_{33,3} = \frac{dG_{33}}{dx_3} = \left( \frac{1}{V_p} \right) \frac{dG_{33}}{dt} \dots\dots\dots (5)$$

すなわち、モノポール応答から決まる $G_{33}$ の時間微分によって $G_{33,3}$ を求めることができる。

### 3. パルスレーザーおよびシャープペンシルの芯の圧折を疑似音源として用いる応答関数の決定

モノポール源としては、物理量の判っている広周波数帯域なものが必要であるがなかなか得にくい。シャープペンシルの芯の圧折(3.5Nの力を0.9 $\mu$ sで解放するステップ関数)は、疑似AE源<sup>3,4)</sup>として使用されているが、周波数帯域が限られる。ガラスキャピラリーを圧壊する方法<sup>5,6)</sup>は、より広帯域(原波形の立上り時間0.1-0.5 $\mu$ s程度)をカバーできるが、再現性が悪い。そこで、新しい広帯域音源として、Q-スイッチNd-YAGレーザー(半値持続時間5ns)が誘発する衝撃力を用いた。レーザーを音源として用いる方法については報告<sup>7)</sup>が少ないので、音源の物理現象をはじめに調べた。

高エネルギーのパルスレーザーを金属表面に直接照射すれば、アブレーション(Ablation)による衝撃力<sup>7)</sup>が発生する。しかし、衝撃力の絶対値は表面状態に左右されやすく、やや再現性に劣る。そこで今回は、金属表面にシリコングリースを薄く塗り、グリースの絶縁破壊(dielectric break down)によって衝撃力を発生させた。

絶縁破壊の音源は以下の様にして求めた。Fig. 1に示すように、シリコングリースを薄く塗布した100 $\times$ 100 $\times$ 22mm<sup>T</sup>の低合金鋼の片側表面中心にパルスレーザーを照射し、震央の変位をヘテロダイン型レーザー干渉計(BM Industries社, SH-120)で計測した。レーザー干渉計は面外変位を計測し、その周波数帯域は約20MHzである。Fig. 1-(a)は、震央での面外変位である。また、(b)は、(c)に示す原波形(物理力  $F_3(x', t')$ )と解析的応答関数 $G_{33}$ との畳込み積分\*((6)式)によって得られる面外変位である。

$$U_3(x, t) = G_{33}(x, t, x', t') * F_3(x', t') \dots\dots\dots (6)$$

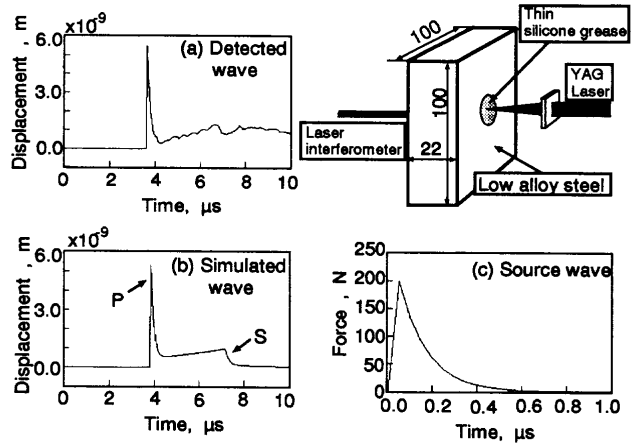


Fig. 1. Epicentral response (a) to the laser dielectric break-down force on a semi-finite SCM440 steel and simulated out-of-plane displacement (b) to the source wave (c).

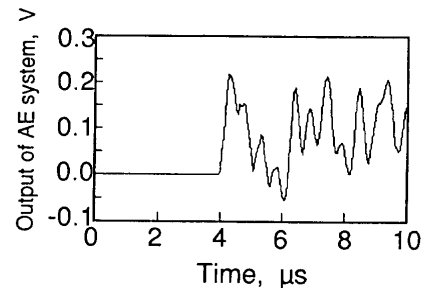


Fig. 2. Output of AE system due to the source wave of Fig.1.

面外変位は、実測縦波(P波)と横波(S波)の変位によく一致しており、音源は最大力が200Nで、半値持続時間が0.15 $\mu$ sのインパルス力であることがわかった。やや長時間側に尾をひくインパルスであるが、シャープペンシルの芯の圧折に比べればはるかに広帯域をカバーできる。また、絶縁破壊による衝撃力は、裸の金属のアブレーションによる衝撃力<sup>7)</sup>の約60倍にもなり、検出波の振幅変動は $\pm 2\%$ 以内で再現性は極めて良い。

ところで、レーザー干渉計の感度はAEセンサーに比べて悪く、遅れ破壊中のAEの検出にはむかない。そこで、実験に使用する変位計測型センサー(Dunegan S9208)の特性を調べた。Fig. 1のレーザー干渉計をAEセンサーに取り替えて、震央応答を計測した。AEシステム<sup>1)</sup>は、前置増幅器(周波数帯域:10MHz)と高速ディジタルizer(サンプリングタイム:50ns)で構成され、これらは波形ひずみを与えないので、応答関数は無視できる<sup>4)</sup>。なお、使用したAEシステムの周波数帯域は約2MHzで、市販システムと比べて遜色はない。Fig. 2はセンサー出力である。Fig. 1と比較すると、尖頭が二つに割れ、またいくつかの後続ピークが見られ、面外変位を計測していない。すなわち、センサー応答関数 $S(t)$ を考慮しないと、破壊のダイナミクスを誤推する恐れがある。いま、応答関数 $S(t)$ をもつセンサーの出力を $X(x, t)$ とすると、半無限平板上でのモノポール現象の波動は式(7)

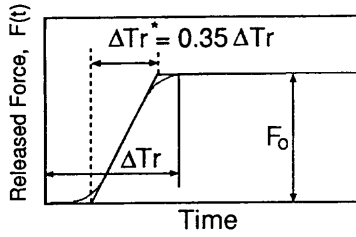


Fig. 3. Step-wise source wave given by breaking a pencil lead or glass capillary.

で表される。

$$X(x, t) = S(t) * G_{33}(x, t; x', t') * F_3(x', t') \dots (7)$$

Fig. 2の検出波を、 $F_3$ (Fig. 1-(c))と $G_{33}$ で逆畳込み積分してセンサー応答関数を求めた結果、2 MHz以上の成分はほとんど検出できないことがわかった。 $S(t)$ も考慮して破壊による弾性波動を表現すると(8)式となる。

$$X(x, t) = S(t) * G_{33,3}(x, t; x', t') * Ab_3(x', t') \dots (8)$$

なお、あとで用いるシャープペンシルの芯の圧折やガラスキャピラリーの圧壊の物理量は、Fig. 3に示すようにステップ状の力の解放である。このステップ関数は、立上り時間 $\Delta T_r$ を持つシヌソイダルランプ関数((9)式)で近似している。

$$\begin{aligned} \frac{dF(t)}{dt} &= 0 && \text{for } t \leq 0 \\ &= F_0 \sin^4\left(\frac{\pi t}{\Delta T_r}\right) && \text{for } 0 \leq t \leq \Delta T_r \dots (9) \\ &= F_0 && \text{for } \Delta T_r \leq t \end{aligned}$$

芯の圧折の $\Delta T_r$ は $0.9 \mu s$ 、解放力は $3.5 N$ 、一方 $0.3 mm \phi$ のガラスキャピラリー圧壊の $\Delta T_r$ は $0.3 \mu s$ であるが、解放力はばらつくので決められない。Fig. 3から判るように、有効立上り時間 $\Delta T_r^*$ (立上りスロープが基線と $F_0$ で交差する間)は $0.35 \Delta T_r$ となる。微小破壊の原波形は、(9)式の $F(t)$ を $Ab_3(t)$ に、 $F_0$ を $V_0$ に置き換えて同じ式で表現する。 $\Delta T_r$ が小さくなくても、縦波は低周波数成分を持っているので、縦波が全く検出できない訳でないが<sup>28)</sup>、周波数応答特性を考慮した別種信号処理や信号回復処理が必要になる。この問題については次報で論じることとし、本報ではシャープペンシルの芯の圧折を音源として求めた実験的応答関数による解析で、どの程度の高速度破壊が解析できるかを議論する。

#### 4. NACE TM0177試験片の実験的応答関数とモードI型破壊によるP波のシミュレーション

Fig. 4-(a)に示すように円周Vノッチを入れた直径6 mmの丸棒試験片を用い、変位センサーを左端に接着してAEをモニターした。(b)に示す様に、ノッチに沿って切断した面

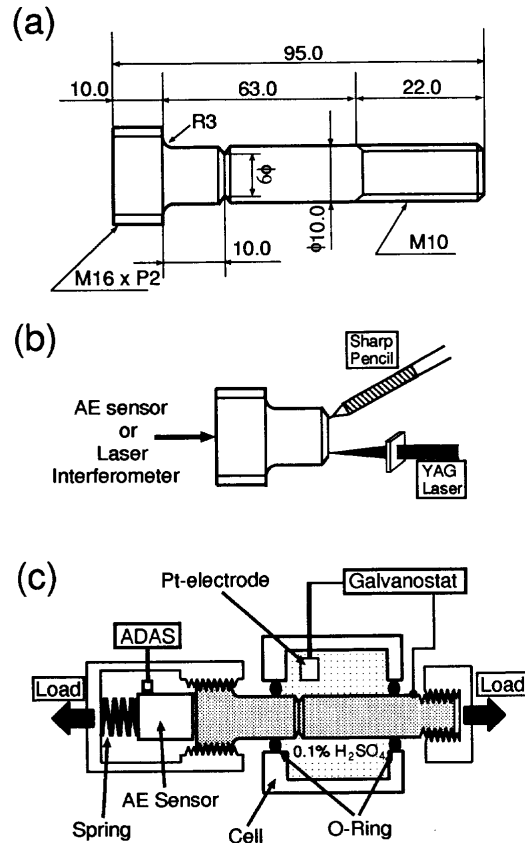


Fig. 4. Specimen geometry (NACE TM0177) for delayed fracture test (a) and a method to determine the wave transfer function of specimen (b). (c) shows delayed fracture test.

(破面)に疑似音源を入力し、応答関数を求めた。なお、遅れ破壊試験では、(c)に示すようなセル付き試験片に定荷重を負荷したが、最終破壊時の衝撃によってセンサーが破損するため、最初のAEが検出された時点で除荷した。すなわち、最初のAEはノッチ先端の高静水圧部(ノッチ先端から $0.25 mm^9$ )で発生する微小破壊によって放出されると考えられるため、ノッチ先端から約 $0.3 mm$ 離れた点に疑似音源を与えた。絶縁破壊によるAEはレーザ干渉計とAEセンサーで、芯の圧折によるAEはセンサーで検出した。すなわち、疑似音源や検出システムの周波数帯域が異なることから、これを利用して解析可能周波数帯域を調べることにある。なお、ガラスキャピラリーの圧壊も用いたが、この音源は5節での結果を検証するために用いた。

Fig. 5-(a)は、絶縁破壊によるAEをレーザ干渉計で検出した結果であるが、P波の $0.8 \mu s$ 後には反射波が見られる。しかし、このシステムでは、P波と反射波を分離することが可能である。同図(b)には $\bar{G}_{33,3}$ を示す。Gの上の横線は実験的応答関数を意味する。 $\bar{G}_{33,3}$ を用いて、 $Ab_3$ を $10^{-15} m^3$ 、 $\Delta T_r$ を $0.3 \mu s$ と $0.5 \mu s$ にした時の端面変位を計算するとFig. 6-(a), (b)のようになる。ラーメの定数は $\lambda = 88.9 GPa$ 、 $\mu = 84.1 GPa$ とした。応答関数と検出システムが広帯域をカバーできているので、 $\Delta T_r$ が $0.3 \mu s$ の様な高速破壊によるP波も明瞭に表われている。次に、絶縁破壊による応答をAEシ

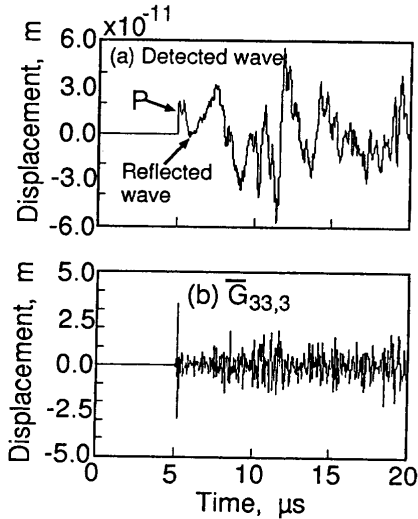


Fig. 5. Out-of-plane displacement (a) due to the dielectric break-down impulse force and experimental transfer function (b) for NACE TM0177 specimen.

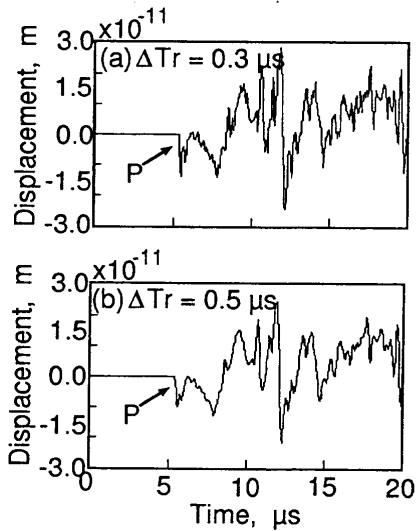


Fig. 6. Out-of-plane displacement due to the Mode-I fracture with different source rise time. (Simulation was performed by using the experimental transfer function of Fig.5 to a crack volume of  $10^{-15} \text{m}^3$ ).

システムで検出し、いろいろな $\Delta T_r$ をもつモード I 型破壊の AE をシミュレーションした。Fig. 7 は、 $\Delta T_r = 0.3 \mu\text{s}$  の破壊に対するシミュレーション波であるが、P 波は読みとれない。7  $\mu\text{s}$  に見られる大きな振幅は反射波によるものである。すなわち、絶縁破壊は小さな試験片と AE システムの応答関数を求めるには必ずしも向いていないことになる。そこで、シャープペンシルの芯の圧折による応答を、AE システムで検出し、どの程度の速度の破壊までが検出できるかを調べた。 $Ab_3$  を  $10^{-15} \text{m}^3$  とし、 $\Delta T_r = 0.5 \mu\text{s}$ ,  $1 \mu\text{s}$ ,  $3 \mu\text{s}$  に対する端面変位を計算すると、Fig. 8 の様になる。P 波は小さな振幅のダウンシューティング(図中に矢印で P と表示)で、破壊速度が  $0.5 \mu\text{s}$  程度までは検出できるが、それより早くなると検出できない。(a) の P 波振幅は、(b) の 2 倍程度<sup>9)</sup> になるはずであ

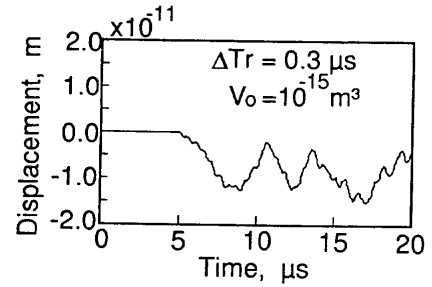


Fig. 7. Simulated wave to the Mode-I fracture by using the transfer function of specimen determined by the laser dielectric break-down force.

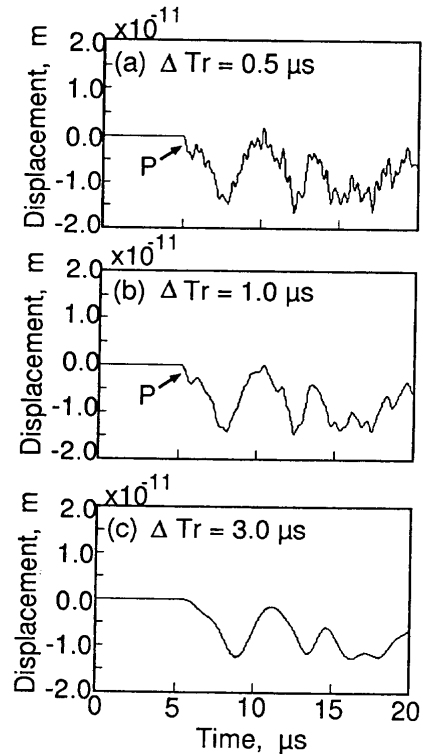


Fig. 8. AE waves simulated to the Mode-I fracture with different source rise time. (Simulation was performed by using the transfer function of specimen determined by pencil-lead breaking).

るが、周波数帯域制限のため (b) とほとんど変わらない結果になっている。また、 $\Delta T_r = 3 \mu\text{s}$  の様な遅い破壊による応答は緩慢になり、P 波は読みとれなくなる。すなわち解析できる破壊速度は限定されることになる。

### 5. NACE TM0177 試験片の遅れ破壊の AE 原波形解析

引張り強さを 1323MPa と 1500MPa に調整した SCM440 鋼試験片を用いた。遅れ破壊には、2 種類の方法を用いた。一つは、定荷重負荷を加えると同時に 0.1% 硫酸溶液中、 $1 \text{ A/m}^2$  の電流密度でカソードチャージした。この方法(水素連続供給試験と言う)では、鋼中水素濃度は時間とともに

高くなる。他の一つは、30分間水素チャージを行ったのち、ただちにカドミウムメッキし、室温で一日おいたあと定荷重負荷に供した。負荷直前に端面のめっきを研磨して除去し、センサーを装着した。この試験片では、水素濃度は試験片内で均一化されるので、水素濃度均一化試験と言う。なお、引張り強さ1500MPaの試験片では、水素連続供給試験のみを行った。応力レベルを変化させた静的負荷を与え、最初のAEを検出した時点で負荷を中断した。

Fig. 9は、最初のAEが検出された時間と負荷応力の関係である。○(破線)は水素濃度均一化試験結果、●(実線)と■(一点鎖線)は水素連続供給試験結果である。なお、試験片K, Gでは、AEが検出される前に中断した。水素濃度均一化試験片は、山崎ら<sup>10)</sup>と同じ処理を行っているので、1323MP鋼の拡散性水素濃度は0.32ppmと考えられる。

1323MPa試験片の比較的早い時間で、試験片A(●)とI(○)について検出されたAEと、実験的応答関数を用いて計算した波形をFig.10に示す。デジタル化の振幅設定ミスのため初動P波は極めて小さく図からは読み取りづらいが、コンピュータで拡大してそのダウンシューティング速度を

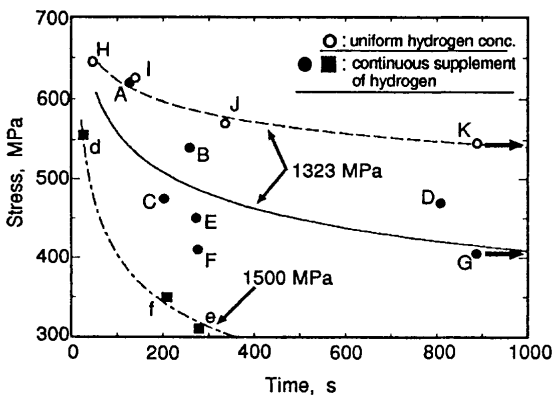


Fig. 9. Delayed fracture initiation time of SCM440 alloys.

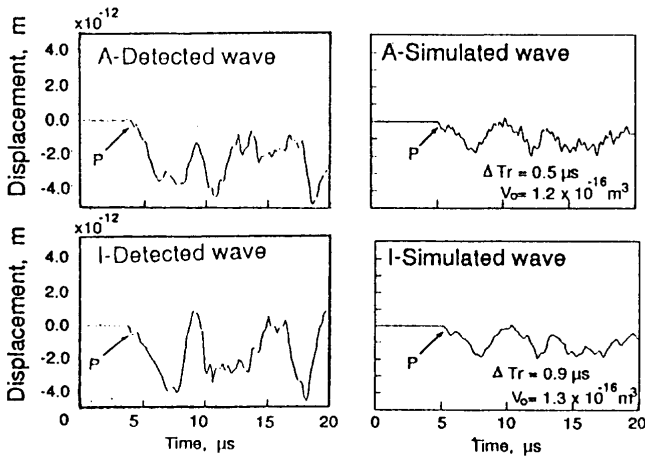


Fig. 10. Detected AE waves for specimens A and I (the left) and simulated wave (the right) by using the transfer function determined by pencil lead breaking.

求めると、試験片Aでは $0.66\mu\text{m/s}$ 、Iでは $0.39\mu\text{m/s}$ であった。試験片AのP波シューティング速度と振幅が、計算P波のそれと一致するように原波形の $\Delta T_r$ を求めると $0.6\mu\text{s}$ となった。なお、図には示していないが負荷応力がやや小さい試験片Bでの $\Delta T_r$ は $0.5\mu\text{s}$ となった。これらの $\Delta T_r$ は、モニターリングシステムの計測限界に近い速度であり、高周波振幅が正しく検出されていないので亀裂体積 $V_0$ の推定精度は悪い。

一方、水素濃度均一化試験片IのP波のダウンシューティング速度( $0.39\mu\text{m/s}$ )はAの0.59倍で、 $\Delta T_r$ は $1\mu\text{s}$ と推定された。P波シューティング速度と $\Delta T_r$ の関係を調べると<sup>11)</sup>、両者の間にはほぼ逆比例の関係がある。すなわち、原波形の $\Delta T_r$ が大きい(遅い破壊)と、P波ダウンシューティング速度は小さくなる。試験片IのP波シューティング速度はAの0.59倍であるので、 $\Delta T_r$ は $(1/0.59) \times 0.5\mu\text{s} = 0.85\mu\text{s}$ になる。この値は、原波形解析で推定した $0.9\mu\text{s}$ とほぼあっている。なお、応力の低い試験片Jの $\Delta T_r$ も $1\mu\text{s}$ であった。微小亀裂発生場所の水素濃度は、IやJの方がAやB試験片のそれよりも低いであろうから、高い水素濃度は高速の微小破壊を誘発したことになる。この傾向は、水素連続供給試験において材料強度が高いほど顕著になる。例えば、Fig.11は、1500MPa試験片fのAEであるが、P波のダウンシューティングは $2.6\mu\text{m/s}$ にも達し、シャープペンの芯の圧折で求まる周波数帯域の上限を超えている。そこで、直径0.3mmのガラスキャピラリーを圧壊し、応答関数を求めた。Fig.12は、 $\Delta T_r = 0.3\mu\text{s}$ に対する計算波形であるが、初動波のダウンシューティング速度は極めて早く、どれがP波振幅なのかを読みとることが難しくなっている。段階状のシューティングは、高速音源によるP波では尖頭が二つに割れること(Fig. 2)、反射波(Fig. 5)に原因している。音源の物理現象が異なるため、Fig.11とFig.12のダウンシューティング速度を単純に比較することはできないが、用いた計測システムの限界か、それを超えている。この実験からも、f試験片で検出された波は、 $\Delta T_r$ が $0.3\mu\text{s}$ 程度以下の高速破壊によるAEと考えられる。すなわち、高い水素濃度をもつ高強度鋼の割れによるP波を現有AEシステムで検出することはかなり難しいことになる。

また、水素を吸蔵した鋼の波動減衰も、特に高周波数帯域では無視できない程大きいことが明らかになっている<sup>12)</sup>、これも高速破壊によるAEの検出を難しくしている。

Fig.10に示した破壊体積 $V_0$ は、周波数帯域の制約や波動減衰が補正されていないため信憑性に劣る。そこで、破面のSEM観察でノッチ先端部に見られた直径40-60 $\mu\text{m}$ の大きさの脆性破面から生成速度(破壊または伝播線速度)を推定した。き裂生成速度は、平均直径(50 $\mu\text{m}$ )を $\Delta T_r$ で割ることによって求めた。1323MPa鋼の水素連続供給条件でのき裂生成速度は、ほぼ $100\text{m/s}$ ( $=50\mu\text{m}/0.5\mu\text{s}$ )、水素濃度均一化試験では $50\text{m/s}$ ( $=50\mu\text{m}/1\mu\text{s}$ )程度と見積られる。一方、

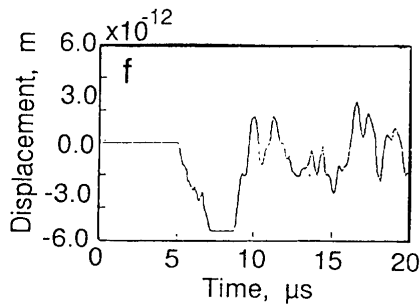


Fig. 11. Detected waves for specimens f with tensile strength of 1500MPa.

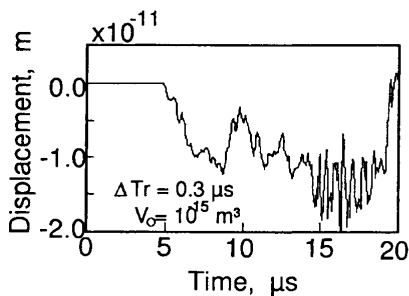


Fig. 12. AE wave simulated to the Mode-I fracture by using the transfer function determined by glass capillary breaking.

1500MPa試験片が連続水素供給を受ける場合、 $\Delta T_r$ は $0.3\mu s$ 以下であろうから、破壊速度は $170m/s(=50\mu m/0.3\mu s)$ 以上になる。原波形は、シニユソイダルランプ関数で近似しているので、実効立ち上がり時間 $\Delta T_r^*$ を使うと、上に述べた速度の2.9倍になる。すなわち、1500MPa鋼の破壊速度は、 $490m/s$ にも達する。著者らは、MnSをかなり含むSCM440鋼CT試験片を用いた遅れ破壊では、 $500m/s$ 以上の高速破壊が発生することを報告<sup>13)</sup>したが、この結果と一致している。破壊速度は、材料強度や組織、水素濃度、負荷応力によって変化するが、小さな試験片での高速破壊によるAEは、少なくとも $5MHz$ 程度の帯域をもつAEシステムを使わないと検出できない恐れがある。しかし、このような広帯域システムはなかなか得にくいので、信号回復処理などによって原波形を正しく推定する方法について今後検討する予定である。

## 6. 結言

NACE TM0177の様な小さな試験片の遅れ破壊のダイナミックスを調べることを目的として、弾性波動の応答関数を実験的に求める手法と、これを用いたAE原波形解析と限界について検討した。得られた結果は以下の様に要約される。

(1)パルスYAGレーザによるシリコングリースの絶縁破

壊は、 $0.15\mu s$ 程度の半値持続時間を持つインパルス力を与え、極めて高速な破壊に対する応答関数を決定し、解析することを可能にする。しかし、この音源によるAE波は、レーザ干渉計のような広帯域計測システム( $<20MHz$ )によってのみ検出可能で、通常のAEモニターリング装置( $<2MHz$ )を用いた原波形解析には向いていない。

(2)シャープペンシルの芯の圧折を原波形に用いて、媒体(NACE TM0177)とセンサーを一括した応答関数を用いるAE原波形解析法では、生成速度 $0.5\mu s$ 程度の破壊による縦波は検出できる。しかし、生成時間が $0.3\mu s$ 程度以下の高速破壊による縦波応答を現有AEモニターリングシステムで検出することは難しく、原波形解析は不可能である。

(3)水素均一化処理を行った引張り強さ $1323MPa$ のSCM440鋼の破面に観察される微小破壊の大きさ(平均 $50\mu m$ )の生成時間は、ほぼ $1\mu s$ 程度で、生成速度は $50m/s$ 程度(実効速度は $145m/s$ )と推定された。

(4)水素濃度が連続的に供給される(負荷中カソードチャージを継続)引張り強さ $1323MPa$ 鋼の高応力で発生する微小亀裂の生成時間は $0.5-0.6\mu s$ 程度、き裂生成速度は $100m/s$ (実効速度 $290m/s$ )と推定された。一方、 $1500MPa$ 鋼の微小破壊では、モニターリングシステム(主としてAEセンサー)の帯域制約( $<2MHz$ )のため、初動縦波を読みとることはできなかった。高強度鋼の微小亀裂は、その生成速度が $0.3\mu s$ 以下で、実効速度は $490m/s$ 以上になる可能性がある。

(5)高強度鋼の遅れ破壊では、極めて高速な微小破壊が起こる可能性があるが、これらを解析するためにはAEモニターリングシステムを広帯域化するか、信号回復などの新しい信号処理が必要である。また、水素による波動減衰と分散を考慮した原波形解析が今後必要である。

本研究を行うにあたり、試験片と研究費を提供され、協力を戴いた新日本製鐵(株)技術開発研究本部鋼材第二研究部に感謝する。

## 文 献

- 1) 田村宙治, 竹本幹男: 鉄と鋼, **83** (1997), 532.
- 2) M.Ohtsu and K.Ono: J.Acoust. Emiss., **3** (1984), 27.
- 3) T.Ohrita and T.Kishi: J.Jap. Ins. Met., **46** (1982), 518.
- 4) 林 泰久, 竹本幹男: 防食技術, **39** (1990), 347.
- 5) F.R.Breckenridge: J.Acoust. Emiss., **1** (1982), 87.
- 6) N.N.Hsu, J.A.Simmons and S.C.Hardy: Mater. Eval., **35** (1977), 10.
- 7) 長 秀雄, 竹本幹男: 材料科学, **31** (1994), 175.
- 8) T.Takahashi, Y.Higo and S.Nunomura: Philos. Mag. A, **49** (1984), 22.
- 9) 竹本幹男: 材料と環境, **44** (1995), 494.
- 10) 山崎真吾, 高橋稔彦: 鉄と鋼, **84** (1997), 4.
- 11) 材料とプロセス, **44** (1995), 494.
- 12) 未発表
- 13) 林 泰久, 竹本幹男: 材料と環境, **45** (1996), 2.