

兵庫県南部地震時の 脆性破壊事故に対する一考察

豊貞雅宏¹・後藤浩二²・渡辺泰成³

¹正会員 工博 九州大学大学院教授 工学研究科建設システム工学専攻
(〒812-8581 福岡市東区箱崎 6-10-1)

²工博 九州大学大学院助教授 工学研究科建設システム工学専攻

³工修 三菱重工業株式会社下関造船所 (研究当時、九州大学大学院工学研究科)

兵庫県南部地震では、ひずみ速度の増加に伴う鋼材の脆化が原因と考えられる鋼構造物の損傷が多数報告されている。

本報告ではひずみ速度の増加に伴う脆化を静的破壊靱性値の温度依存性から予測する手法を提示し、同地震時の脆性破壊事故解析を実施した。その結果、取り扱った事故解析例では、脆性破壊の主原因は衝撃的な負荷に伴う破壊靱性値の低下である事が判明した。また事故解析の結果は、水平部材については水平方向地震波、垂直部材については上下方向地震波により脆性破壊事故が生じたという自然な考え方を支持している。

Key Words: brittle fracture, fracture toughness, strain rate-temperature parameter, vertical impulsive seismic wave, Hyogo-Ken Nanbu Earthquake

1. 緒言

1995年1月17日午前5時46分に発生した兵庫県南部地震は多くの構造物に被害を与えた。被災構造物には静的な負荷では生じ得ないと考えられる破壊形態が多く認められ、負荷速度が速くなることによる脆化を考慮しなければ、定量的に説明できない事例が多く存在する。観測された地震波を入力して応力応答を検討し、作用応力の大きさだけで破壊を解析することが多くなされているが、鋼材の破壊靱性値は作用ひずみ速度が速くなるほど低下、すなわち脆化するので、この影響も考慮に入れて耐震性能を論じる必要がある。

本報告ではすでに著者らが提案している、ひずみ速度による脆化を静的破壊靱性値の温度依存性から予測する手法、およびその簡易解析法を概説する。そして同簡易解析手法を適用した二種類の被災鋼構造物の地震事故解析結果を報告する。

2. 任意ひずみ速度下における破壊靱性値

動的条件下での降伏強度は、Bennetら¹⁾が活性化エネルギー論的立場から導いた R 値(式(1): strain rate-temperature parameter)の関数として式(2)で表される²⁾。

$$R = T \ln(10^8 / \dot{\epsilon}) \quad (1)$$

$$\sigma_Y = A \exp(B/R) \quad (2)$$

T : 温度[K] $\dot{\epsilon}$: ひずみ速度

σ_Y : 降伏強度[MPa] A, B : 材料定数

一方、一定温度下でかつ静的条件下では式(3)の形式で応力～ひずみ関係がほぼ記述できる。

$$\sigma = F(\epsilon - \epsilon_{pi})^n \quad (3)$$

ただし、 F : 強度係数

n : 加工硬化係数

ϵ_{pi} : 加工硬化を開始する時点の塑性ひずみ

ここで、軟鋼などの応力～ひずみ関係に踊り場が生じる材料では、

$$\varepsilon_{pi} = (3.399 \times 10^{-4}) \sigma_Y^{-2.36} \quad (4)$$

であり、HT-80 鋼などの踊り場が生じない材料では $\varepsilon_{pi} = 0$ である³⁾。

加工硬化開始点の n 値との降伏強度の相関⁴⁾を求めると、

$$n = -0.11097 + 169.63 / \sigma_Y - 19580 / \sigma_Y^2 \quad (5)$$

したがって R 値が負荷中一定に保たれる場合には式(2)、式(4)、式(5)から得られる $\sigma_Y, \varepsilon_{pi}, n$ を用いて、式(3)で応力～ひずみ関係を記述できる。なお、式(3)中の F 値は降伏強度から決定される。

しかし引張試験の負荷中、 $\dot{\varepsilon}$ は通常一定に保たれない。また塑性変形により生じた塑性仕事は、その大半が熱に変換される(塑性仕事の約 9 割が熱に変換されることを実験的に確認している⁵⁾)。

低速で負荷された場合には周りの弾性域(丸棒引張試験の場合には、試験片のつかみ部)に熱が散逸する間に新たに生じる塑性仕事が大きくないため、塑性仕事による温度上昇はほとんど生じない。しかし高速載荷条件下では、周りの弾性域に熱が十分散逸しない間に更なる塑性仕事が生じられるために、塑性域およびその近傍で局部的に温度上昇を生じる。その結果として、負荷中の R 値は一定の値を保持しない。

R 値が負荷中に変化する場合、上述の式(2)～式(5)により記述される R 値が一定の場合の応力～ひずみ曲線の間を時々刻々の R 値に対応して応力が変化すると仮定すれば、任意温度、任意ひずみ速度下の応力～ひずみ曲線を精度良く推定できることが判明した⁶⁾。ただし、この場合温度、ひずみ速度は負荷中計測したものをを用いている。

なお静的条件におけるひずみ速度は $5 \times 10^{-5} [1/s]$ と設定すればよいことも、これらの比較から得られている⁶⁾。式(1)の A, B は静的条件下での低温における降伏強度と室温における降伏強度の相関関係から求めることもできる⁶⁾。

ここでき裂先端近傍に着目すると、き裂先端に近づく程ひずみ速度が速くなり、塑性仕事に起因する局部温度上昇が大きくなるために、ひずみ速度、温度共に負荷過程中、時々刻々変化している。その結果として、き裂先端近傍では、場所だけでなく時間変化に対応した異なる応力～ひずみ構成関係が成立している。すなわち、静的な観点から眺めると、き裂

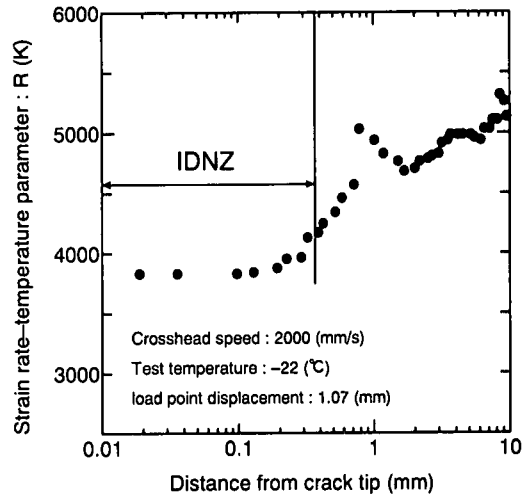


図-1 き裂先端近傍の R 値分布

先端近傍は連続的に変化する別材料で構成されていることと等価である。一方、温度とひずみ速度が負荷過程中、時々刻々変化する場合は構成方程式を組み込んだ汎用有限要素解析コードは現時点では存在しない。

そこで上述の式(1)～式(5)から与えられる負荷過程中的ひずみ速度、温度変化を考慮する事ができる構成関係を組み込み、き裂鈍化を考慮して変形後の力の釣り合いが成立するように定式化した二次元動的熱弾塑性有限要素プログラムを開発した⁷⁾。このプログラムでは塑性仕事による発熱を与え、熱伝導問題を解いて温度上昇を計算し、その温度上昇に見合った構成関係となるよう、二重の収束計算を行っている。このプログラムに荷重点変位の時間曲線を入力すると時々刻々の塑性仕事による温度上昇分布も計算され、サーモビューアで計測した実験結果と良い一致を示すことが判明している⁵⁾。

さらにこのプログラムによる多くの計算結果から、値そのものは時々刻々変化しているが、き裂先端の極近傍では R 値が一様となる領域が存在することが判明した⁴⁾。図-1 はこの調査結果の一例である。同図には不安定破壊発生起点となるストレッチゾーンに対応する IDNZ⁸⁾ (Intensely Deformed Nonlinear Zone) 領域も示しているが、この R 値が一様となる領域(以下、この領域の R 値を R_f 値と記す)は、ほぼストレッチゾーンに対応している。

静的条件下では、破壊靱性値は温度の関数として与えられることに対応して、動的条件下では破壊靱性値は R_f 値の関数となっていると仮定でき、不安定

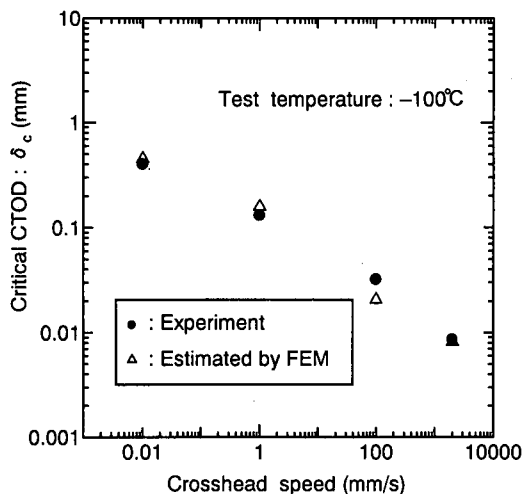


図-2 各種負荷速度下における破壊靱性の推定

破壊は破壊パラメータ(例えば CTOD (Crack Tip Opening Displacement: き裂先端開口変位))が, R_y 値により一義的に決定される破壊靱性値(例えば, 限界 CTOD 値)に達した時点で生じると仮定すれば, 上記 FEM プログラムを用いることにより定量的に, 任意温度, 任意負荷速度下での破壊靱性試験片の破壊強度を推定できることが判明した⁴⁾. 図-2 にこの推定結果の一例を示す.

すなわち破壊発生点を特定することなく, 静的問題と同様に, き裂先端近傍の挙動をブラックボックス的に扱って, 動的条件下の破壊を論じ得ることができる.

3. R_y 値の簡易推定法の概要

開発した動的熱弾塑性 FEM を用いることにより, 平面問題に限定されるが, 破壊靱性値の R_y 値依存曲線を用いて, き裂体の破壊強度が定量的に推定できる. また種々の温度下での破壊靱性値から, 破壊靱性値と R_y 値の関係も, 上記 FEM を用いて推定できる. しかし, 膨大な計算を必要とする. そこで, 負荷過程中的の R_y 値を簡易的に推定する方法を開発した.

Hutchinson によると, 式(6)で表される構成関係を有する材料内に存在するき裂の先端近傍における, 静的条件下の塑性域内に生じるき裂垂直方向ひずみ(ε)は式(7)で与えられ, HRR 解と呼ばれている⁹⁾.

$$\varepsilon_{eq} / \varepsilon_Y = \bar{F} (\sigma_{eq} / \sigma_Y)^N \quad (6)$$

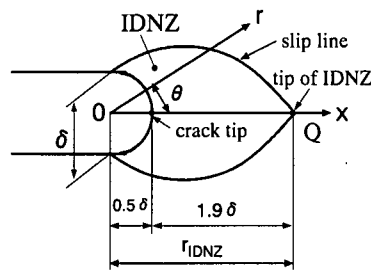


図-3 座標系

$$\varepsilon = \bar{F} \varepsilon_Y \left(J / \bar{F} \varepsilon_Y \sigma_Y I r \right)^{N/(N+1)} \tilde{\varepsilon} \quad (7)$$

ただし,

ε_{eq} : 相当ひずみ, σ_{eq} : 相当応力

ε_Y : 降伏ひずみ, σ_Y : 降伏強度

$\bar{F}$: 強度係数

N : 加工硬化係数(n)の逆数

J : J 積分

r : き裂先端からの距離

$I, \tilde{\varepsilon}$: N 値の関数

$\tilde{\varepsilon}$ と I は釣合方程式などから得られた偏微分方程式を解くことで得られる. 広範囲の N 値に関してそれぞれ式(8), 式(9)で与えられている¹⁰⁾.

$$\tilde{\varepsilon} = \begin{cases} 0.8202 - 0.2172/N - 0.4157/N^2 & (\text{平面応力}) \\ 0.00575 + 0.1082/N - 0.2197/N^2 & (\text{平面ひずみ}) \end{cases} \quad (8)$$

$$I = \begin{cases} 2.5034 + 5.1180/N - 3.3272/N^2 & (\text{平面応力}) \\ 3.8830 + 6.8988/N - 5.6685/N^2 & (\text{平面ひずみ}) \end{cases} \quad (9)$$

しかしき裂先端近傍では実際の作用ひずみは, き裂鈍化のため式(7)で与えられる値よりも小さくなる. き裂が鈍化した時点では, 式(7)の原点はき裂内部に移行し, き裂先端底の曲率半径の中心より多少内部となる¹¹⁾. そこでここでは, r の原点は図-3 に示すように, き裂底の曲率半径の中心と近似する. また, 弾塑性 FEM ならびに実験で計測したひずみ分布は, き裂先端近傍に生じる IDNZ 領域の x 軸上では, 式(7)の指数が $1/\zeta$ 倍 ($\zeta = 4.5$) になることが判明している¹²⁾.

上記は静的条件下での結果であり, 高速負荷の場合にはそのまま適用することができない. しかし三

点曲げ COD 試験片が破壊しないようにアンビルの角度を三通りに変化させた落重試験を実施し、負荷後測定されたき裂線上硬さ分布より推定した相当塑性ひずみ分布²⁾が、無限遠方でのひずみ速度(少なくとも4.9[1/s]以下で成立)に対応する降伏点を採用すれば、静的条件下の相当塑性ひずみ分布と一致することが判明した¹²⁾。

三点曲げ試験片に対しては無限遠方のひずみを定義する事はできないが、実験中に計測された J 値の時間変化を、同じ長さのき裂を有する無限板で再現するように与えられる一様ひずみとして無限遠方のひずみを定義した²⁾。すなわち無限板中のき裂(き裂長さ $2a$)に対する、 J 値とCTOD値(δ)の関係¹³⁾

$$J / \sigma_Y \varepsilon_Y a = M (\delta / 2\pi a \varepsilon_Y)^{N/(N+1)} \quad (10)$$

$$M = 5.6919 + 1.1205/N + 0.96212/N^2 \quad (11)$$

と、 δ の時間曲線の微分係数、ならびに式(2)～式(5)の全てを同時に満たすように収束計算して、一様ひずみ、ならびにひずみ速度が定義できる。

上記のことから、IDNZ先端位置におけるき裂線垂直方向ひずみ速度($\dot{\varepsilon}_Q$)は、式(7)を時間微分することで、以下のように与えられる⁴⁾。

$$\dot{\varepsilon}_Q = \frac{\tilde{\varepsilon}}{\pi(N+1)} \left(\frac{M}{2.4I} \right)^{\frac{N}{N+1}} \left(\frac{\pi}{\varepsilon_Y} \right)^{\frac{1}{N+1}} \frac{1-N}{\varepsilon_\infty^{1+N}} \dot{\varepsilon}_\infty \quad (12)$$

ここで、

ε_∞ : 無限板のき裂垂直方向に作用する場合に換算した時のひずみ

き裂先端近傍の相当応力、相当ひずみに関しても Hutchinson は、以下のように与えている⁹⁾。

$$\sigma_{eq} = \sigma_Y \left(J / \bar{F} \sigma_Y \varepsilon_Y I r \right)^{1/(N+1)} \tilde{\sigma}_{eq} \quad (13)$$

$$\varepsilon_{eq} = \bar{F} \varepsilon_Y \left(J / \bar{F} \sigma_Y \varepsilon_Y I r \right)^{N/(N+1)} (\tilde{\sigma}_{eq})^N \quad (14)$$

ここで $\tilde{\sigma}_{eq}$ は、 N と θ の関数であり、以下のように多項式近似できる¹⁰⁾。

$$\tilde{\sigma}_{eq} = a_0 + a_1/N + a_2/N^2 + a_3/N^3 + a_4/N^4 \quad (15)$$

表-1 式(15)の係数 $a_1 \sim a_4$

θ [rad]	a_0	a_1	a_2	a_3	a_4
0.0410	0.997 0.941	-0.954 -2.89	-0.107 2.41	0.0 0.0	0.0 0.0
0.212	0.998 0.947	-0.00208 -2.97	-0.107 3.05	0.0 0.0	0.0 0.0
0.503	0.999 0.961	-0.00190 -3.00	-0.091 6.99	0.0 -5.77	0.0 0.0
0.890	1.00 0.980	-0.180 -1.38	1.0 3.26	-2.04 -2.67	1.41 0.0
1.34	0.988 0.997	-0.837 -0.379	4.32 1.64	-8.66 -3.38	6.39 2.71
1.81	0.958 1.00	-1.78 -0.0234	8.02 0.00506	-15.4 0.0	11.1 0.0
2.25	0.931 0.991	-2.08 -0.683	5.34 1.75	-4.55 -1.79	0.0 0.0
2.64	0.897 0.958	-3.47 -1.44	9.31 3.63	-8.55 -3.78	0.0 0.0
2.93	0.886 0.953	-1.58 -2.11	0.218 4.70	0.0 -4.81	0.0 0.0
3.10	0.892 0.928	-1.35 -1.89	0.613 1.34	0.0 0.0	0.0 0.0

(注) θ はルジャンドル・ガウス10点積分公式の分点に対応

上段：平面応力状態，下段：平面ひずみ状態

各係数の値は表-1に示してある。

式(13)、式(14)はIDNZ以外の塑性域で成立するが、IDNZ境界(図-3参照)。

$$r_{IDNZ} = (\delta/2) \exp(\pi/2 - \theta) \quad (16)$$

では、式(11)あるいは式(12)と連続で、指数が $1/\xi$ 倍($\xi = 4.5$)となる曲線が、き裂鈍化が生じた場合のIDNZ内の相当応力、相当ひずみとなる。したがって塑性域内の塑性仕事密度 $f(r, \theta, t)$ は¹²⁾、

$$f(r, \theta, t) = d(\sigma_{eq} \varepsilon_{eq}) / dt$$

$$= \begin{cases} \left\{ \frac{\xi + N}{\xi N} \frac{M \sigma_Y}{2\pi a I} \left(\frac{1}{2\pi \varepsilon_Y} \right)^{\frac{1}{N}} \left[\frac{1}{2} \exp\left(\frac{\pi}{2} - \theta\right) \right]^{\frac{N(1-\xi)}{\xi(N+1)}} \right. \\ \quad \times \tilde{\varepsilon}_{eq}^{\frac{N+1}{N}} \left(\frac{1}{r} \right)^{\frac{1}{\xi}} \delta^{\frac{2N-\xi N+\xi}{\xi N(N+1)}} \frac{d\delta}{dt} & (IDNZ内) \\ \left. \frac{N+1}{N} \frac{M \sigma_Y}{2\pi r I} \left(\frac{\delta}{2\pi a \varepsilon_Y} \right)^{\frac{1}{N}} \tilde{\varepsilon}_{eq}^{\frac{N+1}{N}} \frac{d\delta}{dt} & (IDNZ外) \right\} \quad (17)$$

無限板中に存在する直線き裂においては、作用ひずみとCTODの関係を時間微分することにより、

$$d\delta / dt = 2\pi a (\varepsilon_\infty / \varepsilon_Y) \dot{\varepsilon}_\infty \quad (18)$$

塑性仕事の約9割が熱に変換されることを考慮して、 $f(r, \theta, t)$ を発熱源とする熱伝導方程式を解くと、IDNZ先端における温度上昇は次式で与えられる¹²⁾。

$$\Delta T(r_{IDNZ}, \theta_0, t) = \int_0^t \int A(\tau) \frac{0.9f(r, \theta, \tau)}{c\rho} \times \exp \left[-\frac{r^2 + r_{IDNZ}^2 - 2rr_{IDNZ} \cos(\theta - \theta_0)}{4\kappa(t - \tau)} \right] r dr d\theta \quad (19)$$

$$\times \frac{d\tau}{4\pi\kappa(t - \tau)}$$

ただし、 c : 比熱、 ρ : 密度、 κ : 熱拡散率、 $A(\tau)$: 塑性域の大きさ

ここで r_{IDNZ} は式(16)で与えられ、 $\theta_0 = 0$ を代入すればよい。したがって式(12)で得られる $\dot{\epsilon}_Q$ ならびに雰囲気温度に式(19)から計算される塑性仕事による局部温度上昇 ΔT を加えたものを、それぞれ式(1)の $\dot{\epsilon}$ および T に代入することで時々刻々の R_y が近似的に得られる。

上記の取扱いでは、温度が上昇したことによる降伏強度の低下のために生じる応力再配分を無視しているため、塑性領域を小さく評価することになる。その結果として高速負荷時には局部温度上昇量を低めに見積る結果となるが、IDNZ 先端のQ点で20[°C]程度の温度上昇ならば応力再配分の効果は殆どない。

したがって、静的な破壊靱性値の温度依存性を、上記の関係を使用して、簡易的に R_y 値依存性に変換できる(この場合には静的であるので、局部温度上昇は0である)。

4. CTOD 設計曲線の衝撃問題への拡張

日本溶接協会規格 WES2805¹⁴⁾では、非貫通き裂に対してはき裂前縁に沿う K 値のうち、最大のものと等しい K 値を有する貫通き裂長を $\bar{a}$ (等価欠陥長)と定義し、静的条件下におけるCTOD設計曲線を以下のように与えている。

$$\delta = \begin{cases} \epsilon_Y \bar{a} (\pi/2) (\bar{\epsilon}/\epsilon_Y)^2 & (\bar{\epsilon}/\epsilon_Y \leq 1.0) \\ \epsilon_Y \bar{a} (\pi/8) [9(\bar{\epsilon}/\epsilon_Y) - 5] & (\bar{\epsilon}/\epsilon_Y \geq 1.0) \end{cases} \quad (20)$$

ここで $\bar{\epsilon}$ はき裂部位におけるき裂が存在しない場合に作用する平均作用垂直ひずみを意味しており、ひずみ集中係数を K_ϵ 、公称作用ひずみを ϵ_g とすれば、式(21)で与えられる。

$$\bar{\epsilon} = K_\epsilon \epsilon_g \quad (21)$$

3. で述べた落重試験の結果から、公称作用ひずみ速度に対応する降伏ひずみを ϵ_Y とすれば、式(20)が近似的に高速負荷時にも適用できることになる。

ひずみ集中係数 K_ϵ は、弾性応力集中係数を K_t とすると次式で与えられる¹⁵⁾。

$$K_\epsilon = \begin{cases} K_t & (K_t \sigma_g \leq \sigma_Y) \\ K_t + \frac{(\sigma_g / \sigma_Y - 1.125 / K_t) (K_t^{2/(1+n)} - K_t)}{1.125(1 - 1/K_t)} & (\sigma_{net} \leq \sigma_Y \leq K_t \sigma_g) \\ K_t^{2/(1+n)} (\sigma_{net} \geq \sigma_Y) \end{cases} \quad (22)$$

ここで σ_{net} は実断面応力、 σ_g は公称応力を表しており、き裂が部材に比べて十分小さければ $\sigma_{net} \approx \sigma_g$ となる。この K_t と K_ϵ の関係は最大応力箇所だけでなく、その近傍においても成立する¹⁶⁾。ここでの σ_Y は、当然公称ひずみ速度に対応する降伏強度となる。ただしこの場合、評価位置の弾性作用応力と公称弾性応力の比を K_t としており、最大の応力集中点だけでなくその近傍にも式(22)が適用できる。すなわちここでの K_t は、拡張された弾性応力集中係数となる。

以上に説明した関係諸式を適用することで、高速負荷条件下でも、ひずみ集中場に存在する非貫通き裂からの脆性破壊を論じることができる。

5. 柱仕口部端の脆性破壊解析

兵庫県南部地震ではビル柱仕口部のスカラップ底を起点として下部フランジを破断する脆性破壊が多数生じており、著者らが入手した調査結果をもとにその定量的評価を行った。図-4はそのき裂部位に関する模式図であり、破壊はスカラップ端から下フランジに進行していた。この部位の外観および破面のSEM写真を図-5に示す。

図-5より、スカラップ端の表面近傍には延性き裂が認められるが、少し内部には、リバーパターンが

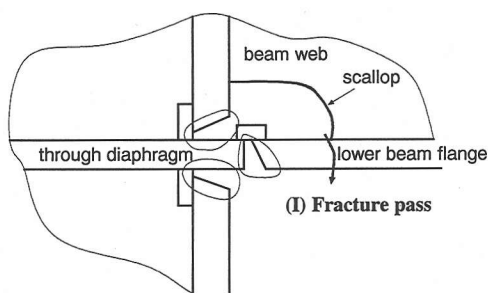
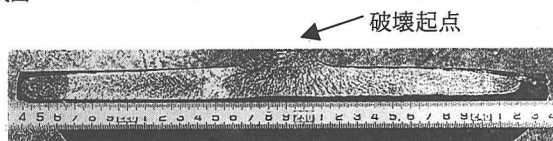


図-4 破損部位の模式図

表-2 損傷材の材料試験結果

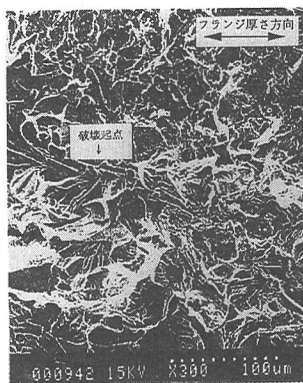
板厚 [mm]	降伏応力 [MPa]	vE値(0℃) [J]	スケルトン ひずみ[%]
17	392	30.9	約10



a) 破面外観(水平部材は下フランジ断面)



表面から 0.2[mm]付近



中間位置



表面から 0.4[mm]付近

b) SEM 写真

図-5 スクラップ底部で生じた脆性破面とその SEM 写真

存在し、脆性破壊したことが確認された。兵庫県南部地震で生じた脆性破壊の原因の一つは、大きな圧縮荷重による過大圧縮ひずみが作用して破壊靱性値が低下した後、引張荷重が作用したためと指摘されている。その再現試験のため、両振繰返し荷重振幅を段階的に増加させた試験が実施された¹⁷⁾。

しかし図-5の破面観察結果からは、表面付近に生じている(ストレッチゾーンに相当すると考えられる)延性き裂部には、大きな圧縮荷重を受けて破面が叩かれた痕跡は発見されなかった。すなわち脆性破壊に先立つ延性き裂が生じた後に、大きな圧縮荷重が作用した兆候は認められない。図-5b)のSEM写真に示された破面は、高靱性域で単調引張負荷した場

合に生じる脆性破壊に見られる典型的なものである。したがってこの延性き裂が生じた後、交番荷重がそのき裂に作用したとしても小さい圧縮荷重であり、破壊靱性値を低下させるほどのものではないと考えられる。またこの延性き裂が入る前に大きな圧縮荷重が作用したとしても、延性き裂発生には殆ど影響を与えないはずである。すなわち、本事例では繰返し荷重による大きな圧縮荷重で破壊靱性値が低下した形跡は認められない。また破面には割れなどの欠陥は認められなかった。

表-2は脆性破壊を起こしたフランジから切り出した丸棒引張試験とシャルピー衝撃試験の結果である。また脆性破壊発生点のスクラップ底近傍における硬

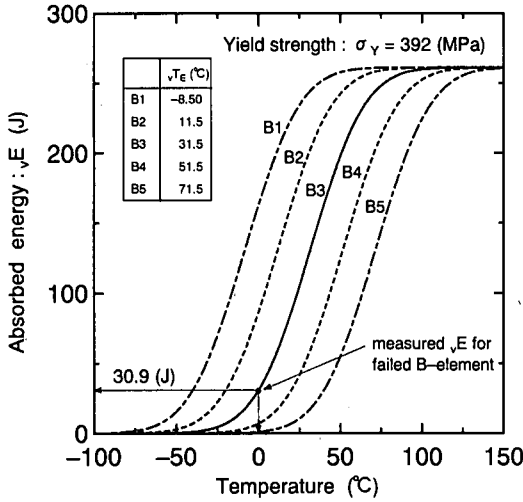


図-6 事故材のシャルピー衝撃エネルギー曲線

さ分布の計測結果より、この事故発生時のスカラップ底に作用したひずみは約 10[%]であると推定されている。

そこで表-2 の情報から、式(23)に示す日本溶接協会規格 WES3003¹⁸⁾で与えられたマスターカーブより、事故材のシャルピー衝撃エネルギー遷移温度曲線を推定した。

$$\nu E(T) = \frac{A}{26.6\sqrt{2\pi}} \int_{-\infty}^{T-\nu T_E} \exp\left\{-\frac{1}{2}\left(\frac{T-\nu T_E}{26.6}\right)^2\right\} dT \quad (23)$$

ただし、 $\nu E(T)$: 温度 T [°C] におけるシャルピー衝撃エネルギー[J]

νT_E : エネルギー遷移温度[°C]

$$A = \begin{cases} 2\sigma_Y/3 & (\sigma_Y \leq 393 \text{ [MPa]}) \\ 261 & (\sigma_Y > 393 \text{ [MPa]}) \end{cases}$$

その結果を図-6 に示す。図中の実線 B3 が事故材のそれである。本図には、事故材よりも遷移温度が 20 [°C]、40 [°C] 低い材料 (B2, B1)、高い材料 (B4, B5) を後の比較のために示している。

次に、損傷材の静的破壊靱性値と R_y 値の関係を推定する。図-6 に示したシャルピー衝撃エネルギー遷移曲線をもとに、式(24)に示す WES2805 規格で与えているシャルピー衝撃値 (νE) と破壊靱性値 (δ_c) の相関式¹⁴⁾を用いれば、静的条件下における δ_c 値が求められる。

$$\delta_c^M = 0.001 \nu E(T + \Delta T) \quad (24)$$

$$\Delta T = 133 - 0.125 \sigma_{Y0} - 6\sqrt{t}$$

ただし、 $\delta_c^M(T)$: 温度 T [°C] における機械切欠三点曲げ COD 試験片に対する限界 CTOD 値(後述)

$\nu E(T + \Delta T)$: 温度 $T + \Delta T$ [°C] におけるシャルピー衝撃値[J]

σ_{Y0} : 常温、静的荷重条件下での降伏強度[MPa]

t : 試験片板厚[mm]

νE 値はシャルピー衝撃エネルギー遷移曲線の upper shelf 領域では頭打ちになるので(図-6 参照)、遷移領域での $\ln(\nu E)$ (νE 値の自然対数)と絶対温度の逆数の直線関係(Arrhenius 型温度依存性)を νE 曲線の upper shelf 領域まで延長し、同一温度での直線上の値を採用し、この値を式(24)に適用して δ_c 値を計算するという手法¹⁹⁾を採用した。

ところで、破壊靱性値には切欠尖鋭度が影響を及ぼすことが知られており、き裂材の破壊靱性を論じるためには、疲労き裂を導入した試験片に対応した δ_c 値を用いなければならない。しかしながら式(24)により推定可能な δ_c 値は機械切欠(切欠幅 0.2 [mm])によりき裂が導入された試験片に対応するものである(この δ_c 値を δ_c^M と表記している)。 δ_c^M 値から δ_c 値を推定するためには、式(25)を用いれば δ_c 値を安全側に与える事が判明している²⁰⁾。

$$\delta_c = 0.34 \delta_c^M \quad (25)$$

以上のことから、式(23)～式(25)を用いると、ある一温度下での νE 値と室温の静的条件下での降伏点が与えられたならば、損傷材の静的破壊靱性値と温度の関係が与えられる。

ところで、2. で述べたように、静的条件下における作用ひずみ速度は $\dot{\epsilon}_\infty = 5 \times 10^{-5}$ [1/s] である。また、静的条件下では弾性域への熱の散逸が十分に起こるため、き裂先端近傍の局部温度上昇は $\Delta T = 0$ と見なせることを考慮すれば、IDNZ 先端のひずみ速度 $\dot{\epsilon}_0$ を求めれば、損傷材の静的破壊靱性値と R_y 値の関係が推定できる。

作用ひずみ速度と、表-2 に示された静的条件下における室温の降伏強度から 2. で述べたように、損傷材に対する降伏強度と R 値の関係である式(2)を定

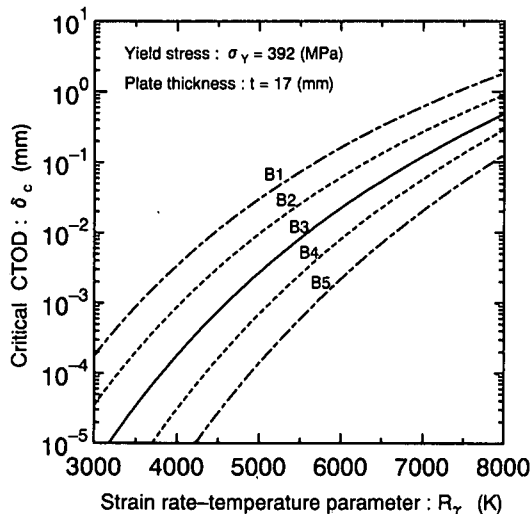


図-7 事故材の $R_\gamma \sim \delta_c$ 曲線

めることができる。式(2)を用いて σ_Y を定めた後、2.、3. で示した諸式を用いて σ_Y に依存する関数である $n, I, \tilde{\epsilon}, M$ が計算できる。以上の結果を用いれば式(12)より IDNZ 先端のひずみ速度 $\dot{\epsilon}_0$ を決定することができる。したがって、この $\dot{\epsilon}_0$ と温度を式(1)に代入することで R_γ 値が与えられる。

ここで、 $\dot{\epsilon}_0$ を算出する際に必要な作用ひずみは CTOD から推定することになる。式(24)の検討に使用された破壊靱性試験片の大半は $a = 80$ [mm] を有する標準 deep notch 試験片であり、この試験片に働く作用ひずみをもとに、 δ_c 値と R_γ 値の関係を求めれば良い(なお、deep notch 試験片のき裂長 a を変化させても $R_\gamma \sim \delta_c$ 値関係は殆ど変化しないことが確かめられている¹²⁾)。以上の結果得られた、図-6 の B1 から B5 に対応する $R_\gamma \sim \delta_c$ 関係を図-7 に示す。

森田ら²¹⁾は種々の応力集中を有する試験片に種々の欠陥(無欠陥材も含む)を導入した脆性破壊試験を行い、無欠陥材に対しては 0.2[mm] の等価欠陥寸法を仮想すれば、定量的に脆性破壊強度が推定できることを報告している。そこで式(20)の $\bar{a}$ として 0.2[mm] を採用した。また、仕口スカルップ端の K_t の値は、実用に供されているものは 1.3~2.2 である²²⁾。

そこでフランジに種々の公称ひずみ速度を作用させ、図-7 に示した材料で構成されたスカルップ端からの脆性破壊強度を雰囲気温度 4[°C]²³⁾ に設定して、脆性破壊発生時の作用ひずみを推定した。このひずみの具体的算定方法は、

(1) 負荷間の時々刻々の破壊パラメータ(CTOD:

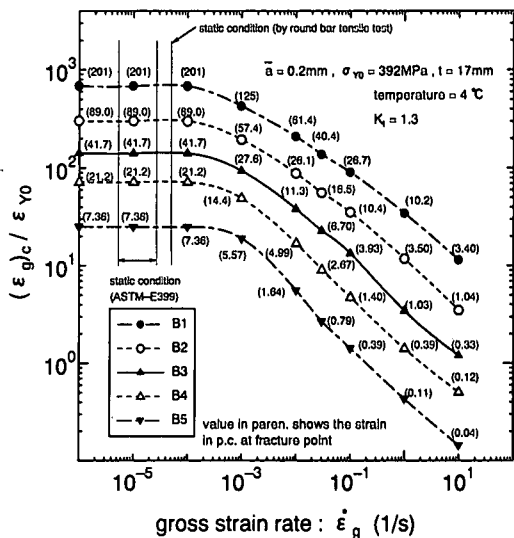


図-8 スカルップ端からの不安定破壊強度推定結果 ($K_t = 1.3$ の場合)

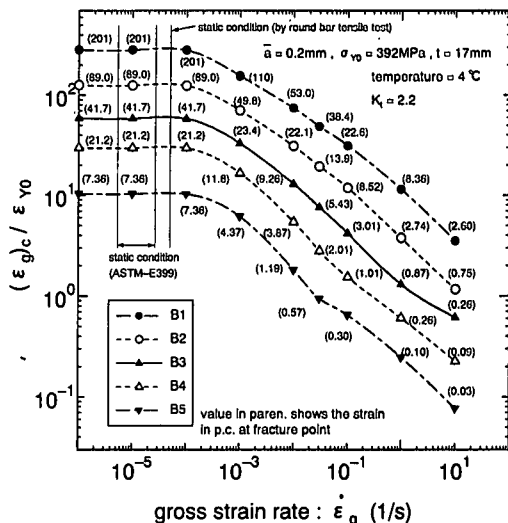


図-9 スカルップ端からの不安定破壊強度推定結果 ($K_t = 2.2$ の場合)

δ) を 4. で述べた手法に従って計算し、同時に R_γ 値を 3. で述べた手法により計算する。

(2) 図-7 にこの結果を順次プロットし、材料特性曲線である $R_\gamma \sim \delta_c$ 曲線との交点を求める。この交点で脆性破壊が生じる。

図-8 は $K_t = 1.3$ の場合の結果である。縦軸の分母 ϵ_{Y0} は常温の静的降伏ひずみである。一方図-9 は $K_t = 2.2$ とした場合の不安定破壊強度の推定結果である。これらの図の横軸には、下フランジに作用す

る公称ひずみ速度をとっている。図中の実線(B3)が事故材に関しての推定結果である。図中には ASTM 規格 E-399²⁴⁾ で設定されている静的条件の範囲も示している。以上の解析結果より、作用ひずみ速度が速くなるほど限界公称ひずみが小さく、すなわち変形能が低下することが判明した。

測定された地震波を入力した応答解析の結果、下フランジには 1~3% [1/s] のひずみ速度が作用したと報告されている²³⁾。図-8、図-9 中のハッチングした領域がこれに相当する。 $K_t = 1.3$ の場合には、変形能は静的条件下で期待されるその 0.13 倍から 0.37 倍しか発揮しないことになる。また $K_t = 2.2$ の場合には、0.19 倍から 0.3 倍しか発揮しないと推定される。

図中に示す括弧の中の数字は、破壊発生時の下フランジに作用する公称ひずみとひずみ集中係数の積、すなわち破壊発生点に破壊時に作用したひずみの推定結果を%表示した値である。 $K_t = 1.3$ の場合は破壊発生点には 6.7~11.3 [%] のひずみが作用したと推定され、 $K_t = 2.2$ の場合は 5.43~9.26 [%] のひずみが作用したと推定される。この結果は、表-2 中に示す硬さ分布から推定された作用ひずみ量(約 10 [%])と非常に良く一致している。損傷材から測定されたひずみは表中に示すようにスケルトンひずみであるが、破面写真の結果のところで述べたように、大きな圧縮荷重の作用した痕跡が認められないので単調増加過程の荷重で破断したと考えても良く、この場合にはスケルトンひずみは作用ひずみとほぼ等しくなる。

ハッチングした領域では破壊発生時の公称ひずみは降伏ひずみの数 10 倍の大きさであり、想像を絶する大きな力がこの部材には作用したことが理解され、外観の調査結果とも非常に良く一致している。

図中には、事故材よりもシャルピーの遷移温度が 20 [°C] 低い B2 材と 40 [°C] 低い B1 材、20 [°C] 高い B4 材と 40 [°C] 高い B5 材を使用した場合についても、破壊時の公称ひずみを推定した結果を示している。シャルピー遷移温度の 20 [°C] の違いで、変形能に倍・半分の違いが生じる結果となる。以上の計算結果は、地震のような高速荷重が作用する構造物での靱性要求の重要性を示唆している。

6. 遠心鋳鋼管橋脚の脆性破壊

生田橋脆性破壊事故の検討のため、橋脚に使用された遠心鋳鋼管の再現材から製作された CT 試験片を

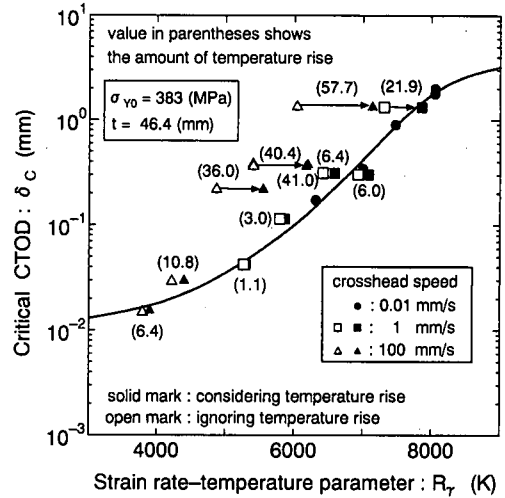


図-10 遠心鋳鋼管橋脚再現材の $R_T \sim \delta_c$ 曲線

用いた破壊靱性試験が、三種類の負荷速度下で実施された²⁵⁾。図-10 は 5. で適用した手法と同様の手法を用いてこの試験の $R_T \sim \delta_c$ 関係を推定した結果である。なお、ここでは式(17)~式(19)を用いて計算される局部温度上昇(ΔT)を考慮した上で R_T 値を与えている。図中括弧内には破壊時の 1DNZ 先端位置での温度上昇 ΔT [°C] の値を示している。なお、高靱性領域で高速負荷した場合、局部温度上昇が大となり、それにより降伏強度が低下するので応力再分布が生じ、塑性域がさらに拡大する。局部温度上昇の推定に際しては、厳密にはこの応力再分布の影響を考慮する必要があるが、5. で行った簡易計算では、簡単化のために応力再配分効果を無視している。したがって、高靱性領域で高速載荷した場合、局部温度上昇を無視した場合に比べて、さらに大きな温度上昇が生じる。この事と、1 [mm/s] の結果と静的試験の 0.01 [mm/s] の結果が良く一致していることをもとに総合的に判断すると、局部温度上昇を考慮することで、 δ_c は R_T の一義的関数になっていることが理解できよう。

脆性破壊事故を生じた柱は遠心鋳造管であり、その製造時には凝固は外面から生じ、最終凝固層となる内面には引け巣などの欠陥が残る。しかし圧縮荷重しか作用しないとして、欠陥の削除はされないまま使用されていた。ただし最終凝固層は強度メンバーとして設計上の考慮に入れず、設計厚さ(40 [mm])に比べて管厚が約 15 [%] 厚い鋼管が使用されていた。

図-11²⁵⁾ は脆性破壊事故を起こした橋脚に使用されていた鋳造鋼管の破面であるが、内面に大きな引け巣と考えられる欠陥が存在し、これを起点に脆性

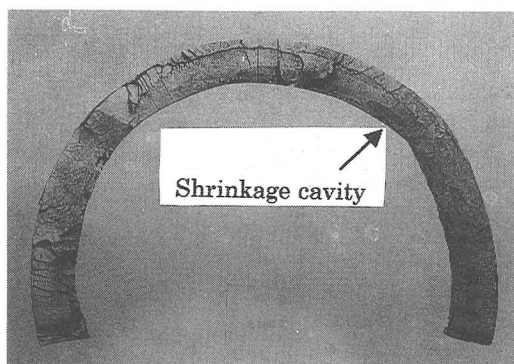


図-11 脆性破壊の起点となった北側破面

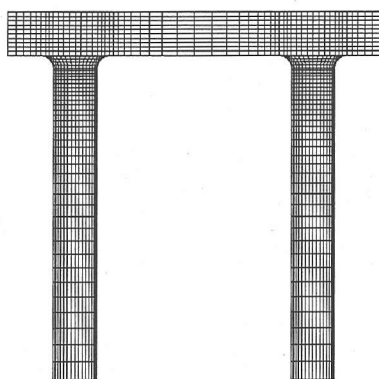


図-12 生田架道橋ラーメン橋脚のモデル化

破壊していることが分かる。破面上で認められた最大欠陥は深さ 18.8 [mm]、長さ 37.1 [mm] であり、これらの結果から換算された等価欠陥長さ ($\bar{a}$) は 18.3 [mm] となる。

榮藤ら²⁵⁾は神戸海洋気象台で観測された水平方向地震波 (NS 波) 最大加速度である 818.2 [gal] を橋軸直角方向に与えた弾塑性解析により、橋頭部の最大水平方向変位は 21 [cm] になることを示している。この時の波のパルス波断続時間 t_p は 0.34 [s] であった。そこで榮藤らの報告を参考にして橋脚の FEM モデルを作成した。そのモデルを図-12 に示す。この FEM モデルは鑄鋼管の柱頭部における管厚変化を考慮して管厚を階段状に分布させ、4 節点四辺形シェル要素より構成しており、総節点数は 3017、総要素数は 2912 である。そして鋼桁を支えるピン支承位置に上部構造物による鉛直荷重を付加質量として与えた。具体的には上部構造物の重量を 1000 [t]²⁶⁾ と仮定し、これを分布荷重として梁理論より求められる橋脚に作用する鉛直荷重を付加質量とした。柱脚ピン支承のモデル化は、鑄鋼管中心軸の最下層の節点を回転自由とした。そして汎用有限要素解析プログラム FINAS を用いて弾塑性解析を実施した。柱材の降伏

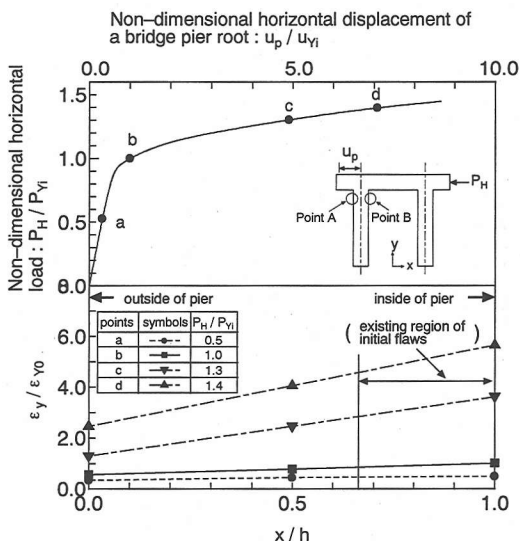


図-13 柱頭部の変位～荷重曲線と破断位置の管厚内上下方向ひずみ分布の解析結果

応力は素材試験で得られた 258 [MPa]、梁材は公称値の 235 [MPa] とし、両者とも bi-linear の応力～ひずみ関係を仮定して、その接線係数を $E/100$ (E : ヤング率 = 2.06 [GPa]) とした。

図-13 の上図は、図中に示すように橋台に、橋軸直角方向の水平荷重 (P_H) を作用させた場合の柱頭部変位 (U_p) を解析した結果である。図では、脆性破壊した橋脚断面位置 (梁フランジ部から約 400 [mm] 下方の位置) で降伏を開始する時の荷重 (P_{Yl}) と柱頭部変位 (U_{Yl}) で無次元化した結果を示している。この変位～荷重曲線と榮藤らによる解析結果とは非常に良く一致している。下図には、図中に示した A 点 (破壊発生箇所) 側管厚内の上下方向ひずみ分布を、上図の a, b, c, d の各段階に対応して示した。縦軸は降伏ひずみ ϵ_{Y0} 、横軸は管厚 (h) で無次元化している。図中の水平荷重 (P_H) を受ける場合、A 点側に引張りひずみが生じ、管内面に大きなひずみが作用することが分かる。鋼管を 4 節点四辺形シェル要素で構成したため、管厚内のひずみ分布は直線となっている。破壊部は構造的には応力集中部でなく、ほぼ一様なひずみが作用する箇所である。また破壊に寄与するひずみは、健全材での作用ひずみ分布のき裂位置における平均値として与えられる (式 (20) 参照) ので、本問題のように欠陥が大きい場合には、本解析結果より得られたき裂想定部位に作用するひずみの平均値を用いて破壊を論じられると考えられる。

次にラーメン橋脚頭部に、神戸海洋気象台で観測

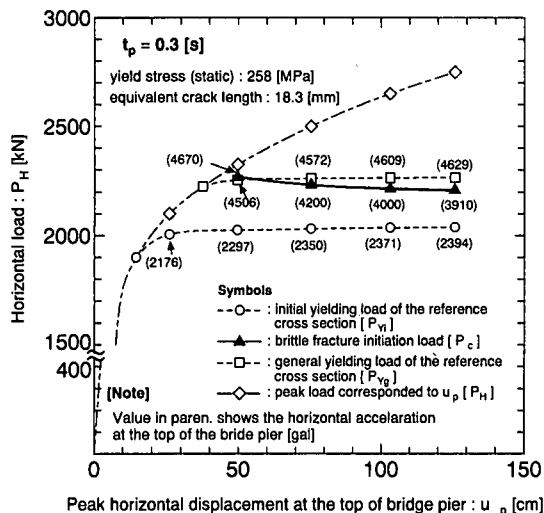


図-14 水平方向地震波が作用した場合の
不安定破壊荷重の推定結果

された NS 波のパルス波断続時間 t_p にほぼ等しい 0.3[s] の t_p を有する単一パルス波を橋軸垂直方向に作用させ、5. で述べた手法と同様の手順で、脆性破壊発生荷重の推定を行った。なお、雰囲気温度は 5. と同様に 4[°C] と設定した。

図-14 には解析により得られた脆性破壊発生荷重と作用させた最大橋頭部水平方向変位の関係を▲印で示す。同図中には上記解析の際に得られた欠陥が存在する断面の初期降伏荷重を○印、全断面降伏荷重を□印で示している。また、破壊が生じないと仮定したときに到達する荷重も◇印で示している。図中括弧内の数値はそれぞれの状態に達したときの橋頭部水平方向加速度(単位[gal])である。

本解析結果より、降伏強度近傍で脆性破壊が生じたと推定される。しかし図中に示すように観測結果よりはるかに大きい 4000[gal]程度の水平方向加速度を必要とすると同時に、橋頭部の水平変位が 40[cm]以下では破壊しないと推定される。したがって柴藤らの解析結果を考慮すると、NS 波では脆性破壊を起こさないと推定される。

そこで神戸海洋気象台で計測された上下方向地震波(UD 波、最大鉛直方向加速度 333.3[gal]、図-15 参照)を橋脚にそのまま作用させた応答解析を実施し、破断面位置に作用するひずみを求めた。その結果得られたひずみの最大振幅波の半波を作用させて $R_y \sim \delta$ 関係を求めた。図-16 中の●印はその結果である。図中には図-10の実線、すなわち鋳鋼管の $R_y \sim \delta_c$ 関係も示してある。NS 波より振幅が小さいため、UD

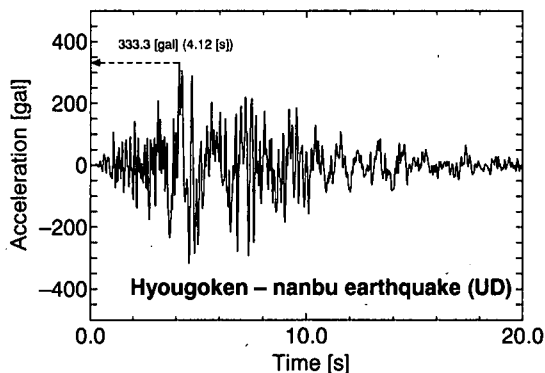


図-15 兵庫県南部地震時に神戸海洋気象台で
計測された上下方向地震波(UD 波)

波が橋脚に直接作用しても脆性破壊は生じないと推定される。

ところが強固な地盤上に建つ橋脚に衝撃的上下動地震波が作用する時、地盤に比べ橋脚断面積が十分に小さいために入力波の増幅現象が生じる²⁷⁾。この増幅率(α)は上下地震波のパルス周期により変化するが、上記の上下方向地震波のパルス周期 0.3[s]に対しては $\alpha \approx 5$ である²⁷⁾。そこで $\alpha = 5$ と設定した解析を実施した。

図-16 中に入力波の増幅現象を考慮した波で生じる $R_y \sim \delta$ 関係を▲印で示す。なお中空印(△)は欠陥位置の管厚全体が降伏状態になっていることを表している。本図ではかろうじて脆性破壊を免れる結果と推定されることになるが、破壊靱性値(δ_c)は同一 R_y 値でもある程度のばらつきを有し、図の $R_y \sim \delta_c$ 曲線は δ_c 値の平均値に対するものに相当する。このことから、材料の破壊靱性値のばらつきを考慮すると、計測された上下方向地震波のもとで脆性破壊してもおかしくない結果と考えられる。

さらに、神戸海洋気象台で計測された地震波では、鉛直加速度は水平加速度の約 1/2 程度という従来の地震波と同じ傾向を示していた。神戸海洋気象台で計測された地震波の水平最大加速度の計測結果は 818.2[gal]であるので、400[gal]程度の UD 波が生田橋に作用したとすると、▲印で示された δ 値は 1.2 倍程度(=400/333)大きくなり、脆性破壊すると推察される。

記録波形には、地震発生初期段階に「ドンと突き上げられるような揺れ」に相当する顕著な波形は見当たらない。しかし、地震発生時に神戸海洋気象台で当直していた測候係員は「突き上げに続く横揺れに翻弄され、29 キロもある気象観測ディスプレイが

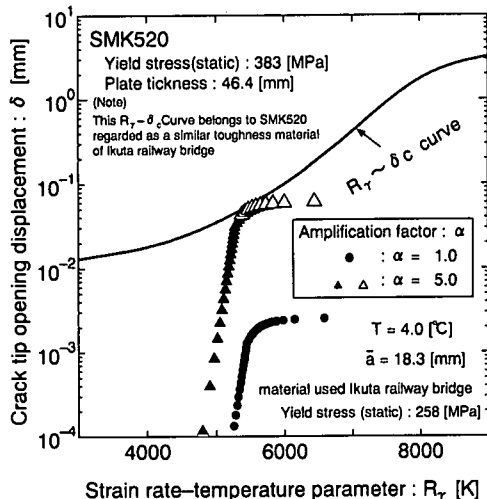


図-16 上下動地震波による脆性破壊の可能性の検討図

次々に床に落下した」と証言し、さらに当日多くの人が初期に突然突き上げられ、その後横揺れが作用したと証言しており、専門家も短周期の地震波が記録されなかった可能性がある」と主張している²⁸⁾。

これら専門家の証言からも加速度計では記録できないような短周期の衝撃的上下動が作用していた可能性もあり、このような衝撃的上下動が存在したならばさらに δ 値は大きくなり、脆性破壊がより発生しやすくなる。すなわち、この橋脚は上下地震動により脆性破壊した可能性が大であると考えられる。

以上の損傷調査から、水平部材は水平地震動で、垂直部材は上下地震動で脆性破壊しやすいと直感的に考えられる現象が、兵庫県南部地震で生じていたことが推察さる。

7. 結論

高速ひずみ速度下では、き裂先端近傍で strain rate-temperature parameter が一樣になることを利用して、静的破壊靱性値の温度依存性をもとに、任意ひずみ速度下の破壊靱性値が推定できる。さらにその簡易的評価法を示し、これを適用して兵庫県南部地震時に発生した脆性破壊事故例の定量的評価を実施した。得られた結果を要約すると以下の通りである。

- (1) 兵庫県南部地震で生じた脆性破壊は、水平方向地震波によるものと上下動地震波によるもの

があり、前者は水平部材、後者は垂直部材に生じやすいと考えられるが、本論文で検討したものはこのように考えなければ脆性破壊事故が生じた理由を定量的に説明できない。なお後者の場合には、地盤と基礎の相互作用による衝撃波の増幅現象を伴っている可能性もある。

- (2) 大きな繰返し負荷による靱性低下、すなわち脆性破壊を引き起こす直前に大きな圧縮負荷がかかり、その結果として破壊靱性値が低下する現象が、兵庫県南部地震で脆性破壊を引き起こした大きな要因と一般的には考えられている。本論文中の 5. で取り上げた仕口部のブラケット端からの脆性破壊破面には、切欠底に延性き裂が認められ、それより脆性き裂が発生しており、延性き裂部にはたたかれた跡がなかったことから、少なくとも延性き裂発生後は大きな圧縮負荷を受けておらず、繰返し負荷による靱性低下をきたした形跡がない。したがって衝撃的な負荷による破壊靱性値の低下が脆性破壊をもたらした主要原因である事故が兵庫県南部地震のそれには多く含まれていた可能性がある。

参考文献

- 1) Bennet, P. E. and Sinclair, G. M. : Parameter Representation of Low-Temperature Yield Behavior of Body Centered Cubic Transition Metals, *ASME, Journal of Basic Engineering*, Vol. 88, No. 2, pp. 518-524, 1965.
- 2) 豊貞雅宏, 藤井英輔, 野原和宏, 川口喜昭, 有持和茂, 井坂和実 : 破壊靱性値に及ぼすひずみ速度の影響, 日本造船学会論文集, Vol. 161, pp. 367, 1987.
- 3) 豊貞雅宏, 後藤浩二 : ひずみ速度及び温度を考慮した軟鋼の構成方程式について, 西部造船会会報, No. 81, pp. 259, 1991.
- 4) 豊貞雅宏, 後藤浩二 : 任意負荷速度下における破壊靱性値推定法, 日本造船学会論文集, Vol. 172, pp. 663, 1992.
- 5) 豊貞雅宏, 後藤浩二, 相良窓何 : 高速負荷速度下におけるき裂先端近傍の局部温度上昇について, 日本造船学会論文集, Vol. 170, pp. 651, 1991.
- 6) 後藤浩二, 平澤宏章, 豊貞雅宏 : ひずみ速度, 温度を考慮した構造用鋼構成方程式の簡易推定法, 日本造船学会論文集, Vol. 176, pp. 501, 1994.
- 7) 河野俊一, 後藤浩二, 豊貞雅宏 : ひずみ速度を考慮した熱弾性塑性有限要素法, 日本造船学会論文集, Vol. 169, pp. 383, 1991.
- 8) Rice, J. R. and Johnson, M. A. : The Role of Large Crack Tip Geometry Changes in Plane Strain Fracture, *Inelastic Behavior of Solids*, McGraw-Hill, pp. 641, 1970.
- 9) Hutchinson, J. R. : Singular Behavior at the End of

- a Tensile Crack in a Hardening Material, *J. Mech., Phys. Solids*, Vol. 16, pp. 13, 1968.
- 10) 後藤浩二：動的荷重を受ける鋼板の脆性破壊強度評価法に関する研究，九州大学学位請求論文，1994.
 - 11) Ainsworth, R. A. : Approximate Blunting Solution for Tensile Cracks, *Applied Solid Mechanics I*, Elsevier, pp. 59, 1989.
 - 12) Toyosada, M. and Gotoh, K. : Preliminary Analysis of Brittle Fracture in the Lower Flange of Buildings Occurred at Hanshin Earthquake, *Memo. Eng. Kyushu Univ.*, Vol. 56, No. 4, pp. 273, 1996.
 - 13) 伊藤義康：切欠をもつ構造用鋼およびその溶接継手の全面降伏状態における不安定脆性破壊に関する研究，大阪大学学位請求論文，1987.
 - 14) 日本溶接協会：WES2805 溶接継手の脆性破壊発生及び疲労き裂進展に対する欠陥の評価方法，1994.
 - 15) 萩原行人：隅肉溶接トウ部の表面切欠からの脆性破壊発生特性評価，日本造船学会論文集，Vol. 157, pp. 333, 1985.
 - 16) 日本造船研究協会 195 部会：低温海域における海洋構造物の材料選定(靱性要求)および破壊安全評価に関する指針，1987.
 - 17) 日本溶接協会鉄鋼部会 APD 委員会中間報告，1996.
 - 18) 日本溶接協会：WES3003 低温用圧延鋼板判定基準，1983.
 - 19) 萩原行人，征矢勇夫，三波健市，佐藤光雄：V シャルピー衝撃特性からの脆性破壊発生特性の評価法，溶接学会誌，Vol. 45, No. 8, pp. 627, 1976.
 - 20) 豊貞雅宏：曲げ COD 試験片における Notch Acuity 効果の定量化に関する一提案，日本造船学会論文集，Vol. 143, pp. 427, 1978.
 - 21) 森田鴻司，梶本勝也，村井亮介，岩田光正：鑄造欠陥の疲労強度評価，日本造船学会論文集，Vol. 167, pp. 245, 1990.
 - 22) 佐柳光昭，金屋弘，田淵基嗣：内ダイヤフラム補剛による角形鋼管柱・H 形鋼梁接合部の弾塑性性状—その 1 接合部詳細の影響—日本建築学会近畿支部研究報告集，pp. 329, 1991.
 - 23) 竹中工務店：阪神大震災（兵庫県南部地震）調査報告（第 4 報），1995.
 - 24) ASTM: Designation E399-83 Standard Test Method for Plane-Strain Fracture Toughness of Metallic Materials, 1983.
 - 25) 柴藤修，三原孝夫，三木千壽：兵庫県南部地震により鑄鋼管ラーメン橋脚に生じた脆性破壊の原因調査，土木学会論文集，No. 591/1-43, pp. 263, 1998.
 - 26) 庄俊明，中村清孝，日野春樹，川村紘一，脇田孝彦，寺岡雅之：阪神・淡路大震災による生田架道橋の災害報告，阪神・淡路大震災に関する学術講演論文集，pp. 313, 1996.
 - 27) 園田恵一郎，小林治俊，福井敦史：兵庫県南部地震における土木構造物の衝撃破壊について—地盤と構造物の相互作用の応力波伝播解析による検討，大阪市立大学工学部紀要・震災特集号，pp. 169, 1997.
 - 28) 園田恵一郎，小林治俊，永野圭：兵庫県南部地震—初期上下動の証言について，大阪市立大学工学部紀要・震災特集号，p. 187, 1997.

(1999. 7. 9 受付)

EVALUATION OF BRITTLE FRACTURE ACCIDENTS OCCURRED AT THE HYOGO-KEN NANBU EARTHQUAKE

Masahiro TOYOSADA, Koji GOTOH and Yasunari WATANABE

Many fracture accidents of welded steel structures, which did not enable to occur under static loading, were found at the Hyogo-ken Nanbu Earthquake (Jan. 17th, 1995). It is necessary for the investigation of these fracture accidents to take the strain rate effect on fracture toughness into consideration.

The evaluation method of fracture toughness at arbitrary strain rate was introduced. Analyses of fracture accidents were performed by means of this procedure. These results make clear that vertical impulsive seismic wave is considered to be the major cause of the brittle fracture accidents generated on vertical structural members at the Hyogo-ken Nanbu Earthquake.