

論文 / 著書情報
Article / Book Information

論題(和文)	修正ワイブル応力に基づく鋼部材の地震時脆性破壊発生限界の評価
Title(English)	A STUDY ON MODIFIED WEIBULL STRESS BASED EVALUATION OF BRITTLE FRACTURE OCCURRENCE DURING EARTHQUAKES IN STEEL MEMBERS
著者(和文)	田村洋, 佐々木栄一
Authors(English)	Hiroshi Tamura, Eiichi Sasaki
出典(和文)	土木学会論文集A1 (構造・地震工学), Vol. 71, No. 2, pp. 173-185
Citation(English)	Journal of Japan Society of Civil Engineers, Ser. A1 (Structural Engineering & Earthquake Engineering (SE/EE)), Vol. 71, No. 2, pp. 173-185
発行日 / Pub. date	2015, 6
権利情報 / Copyright	本著作物の著作権は土木学会に帰属します。 Copyright (c) 2015 Japan Society of Civil Engineers.

修正ワイブル応力に基づく 鋼部材の地震時脆性破壊発生限界の評価

田村 洋¹・佐々木 栄一²

¹正会員 東京工業大学助教 大学院理工学研究科 (〒 152-8552 東京都目黒区大岡山 2-12-1 M1-23)
E-mail: tamura.h.ad@m.titech.ac.jp

²正会員 東京工業大学准教授 大学院理工学研究科 (同上)

地震時の鋼部材溶接止端部においては、ごく浅い表面亀裂を起点として脆性破壊が誘発される場合があると考えられる。その際の発生条件には溶接部形状が大きく関与するため、既存の手法では破壊発生限界の評価は困難となり、危険側の予測を与える可能性を残している。本研究では、鋼材内部におけるマイクロクラックの発生・進展過程を考慮した修正ワイブル応力に基づき、低温破壊実験と数値解析によって地震時脆性破壊を想定した破壊発生限界の評価を行った。その結果、修正ワイブル応力の限界値が止端半径、初期亀裂深さ、温度等に依存しない材料固有の特性値とみなせ、これを用いることで一般性の高い破壊予測が可能となることが示された。その上で、実構造物への適用例として鋼製橋脚隅角部の破壊限界評価を試み、破壊確率を定量的に扱う手法を示した。

Key Words : *modified Weibull stress, fracture toughness, brittle fracture during earthquakes, weld bead toe radius*

1. はじめに

1994年のNorthridge地震ならびに1995年の兵庫県南部地震では、多くの鋼構造物において図-1に示すような溶接部付近を起点とする脆性的な亀裂損傷が発生した。この破壊（以下、地震時脆性破壊）は当時の設計において想定されていなかったことから大きな問題となった¹⁾⁻³⁾。地震時脆性破壊は、溶接部などの形状不連続部表面における先行亀裂（延性亀裂や低サイクル疲労亀裂など）の発生と安定進展を経た後、へき開破壊による急速な亀裂の不安定進展、すなわち脆性破壊へと移行する現象である。これまで、先行亀裂の発生に及ぼす地震時の塑性ひずみ履歴や多軸応力状態の影響⁴⁾⁻⁸⁾などが検討され、脆性破壊への移行条件に関連して鋼材の破壊じん性に及ぼす地震時の塑性ひずみ履歴の影響や動的負荷状態の影響⁹⁾⁻¹²⁾などが研究されてきた。これらの因子は、低温環境やHAZ部の低じん性、水素脆化などを主たる原因として発生する従来の脆性破壊の研究では対象とされてこなかった地震時特有のものといえよう。

地震時脆性破壊のもう一つの特徴として筆者らが注目しているのが、亀裂の不安定進展への移行条件である。兵庫県南部地震で発生した鋼製橋脚隅角部の損傷では、溶接部表面から発生した先行亀裂とみられる深さ約0.7mmの延性亀裂が破面から発見されている¹³⁾。これは、塑性ひずみ履歴等で破壊じん性が大幅に低下した溶接部において、先行亀裂が従来知られていたよりもごく浅い段階から不安定進展に移行した可能性を

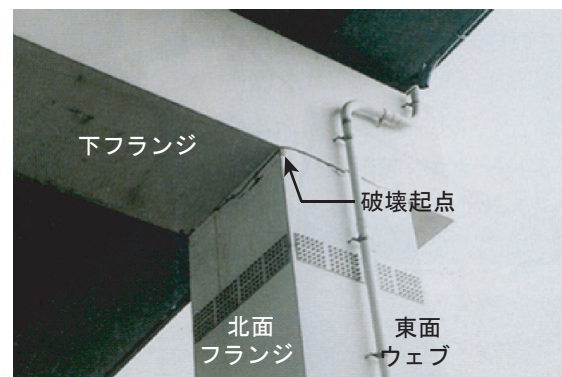


図-1 地震時脆性破壊の発生状況¹⁾

示唆するものである。

浅い先行亀裂からの脆性破壊では、亀裂先端の塑性拘束が小さいことに加え、止端形状など溶接部の局所的な形状が破壊発生限界に影響を及ぼすものと考えられる。実際、深さ約1mm未満の先行亀裂からの破壊に対して、日本溶接学会 WES2808¹⁴⁾にある Beremin のワイブル応力¹⁵⁾（以下、単にワイブル応力）に基づく評価法の適用を検討した結果、破壊発生時の限界ワイブル応力が止端半径を模擬した供試体の切欠き半径と亀裂深さに依存することがわかっている¹⁶⁾。また、破壊の駆動力であるはずのワイブル応力が最大値を超え減少に転じた後に破壊に至ることもあり、限界状態の評価が困難となる場合があることも示されている。これらは、脆性破壊移行に至るまでに亀裂先端が切欠き半径と亀裂深さに依存して著しく鈍化するという浅い

亀裂からの破壊に特有の事象に起因するものと考えられ、鈍化によって急増する亀裂先端近傍の塑性ひずみが破壊条件に与える影響は無視し得ないものと推察される。このように、ワイブル応力は载荷モードや初期亀裂(すなわち先行亀裂)深さに対する破壊限界値の依存性が小さいという点で有用な指標とされるが¹⁷⁾、浅い亀裂からの破壊に対しては危険側の破壊予測を与える可能性があり、塑性ひずみの影響を考慮した破壊発生限界の評価を検討する必要がある。

本研究では、浅い先行亀裂からの破壊にも対応した地震時脆性破壊の発生限界評価手法を構築すべく、Bordetらの提案する修正ワイブル応力^{18),19)}に基づいて鋼材の破壊発生限界を評価する。まず、この修正ワイブル応力について概説し、低温破壊実験と有限要素解析の結果を参照して従来のワイブル応力では評価が困難であった浅い亀裂を起点とする破壊発生限界を修正ワイブル応力によって再評価する。さらに、そこで得られた限界修正ワイブル応力について、亀裂深さ、ひずみ速度、予ひずみに関する依存性を評価しその適用範囲を検討する。そして、既設鋼製橋脚隅角部を対象として、修正ワイブル応力に基づく実構造物の破壊限界評価を試みる。

2. 修正ワイブル応力^{18),19)}

(1) マイクロクラックの発生挙動を考慮した最弱リンクモデル

Bordetらの修正ワイブル応力では、フェライト結晶粒におけるマイクロクラック(フェライト・マイクロクラック)の発生挙動をも考慮した最弱リンクモデル¹⁸⁾が採用されている。通常のワイブル応力の最弱リンクモデルにおいては、塑性化した瞬間に発生するマイクロクラックのみが陽に考慮されているが、鋼材のようないわゆる非脆性材料では塑性ひずみの増加によって後から起こるマイクロクラックの発生が重要な役割を果たす。マイクロクラックは、セメントタイト等の脆化相において発生した亀裂がそれと隣接するフェライト・マトリクスまで到達した場合に発生する。マイクロクラックの発生挙動は塑性ひずみ量だけでなく鋼材の降伏応力に依存する。鋼材の降伏応力は温度やひずみ速度に依存するため、マイクロクラックは低温であるほど、またひずみ速度が大きいほど発生しやすい。一方、塑性ひずみがあるレベルまで達すると、亀裂が発生していない脆化相の数が減るので塑性ひずみ増加に伴うマイクロクラックの発生量は徐々に減少していくとも考えられている¹⁸⁾。

最弱リンクモデルでは、破壊に関与する領域(FPZ, Fracture Process Zone)が有限個の微小な破壊基本体積に分割され、この基本体積が1つでも破壊することで

全体の破壊が誘発されるものと仮定される。各基本体積には潜在的なへき開誘発源が含まれており基本体積ごとに破壊確率 P_{cleav} が定義される。Bordetらは、上で述べたようなマイクロクラックの発生挙動を考慮するため、この P_{cleav} をマイクロクラックの発生確率と進展確率の積として表現している。まず、微小な相当塑性ひずみ増分 $d\varepsilon^P$ (以下、相当塑性ひずみは単に塑性ひずみと記す)に伴う破壊確率の増分 dP_{cleav} は次のように表される。

$$dP_{cleav} = p_{nucl}p_{propag}d\varepsilon^P \quad (1)$$

ここに、 p_{nucl} と p_{propag} は $d\varepsilon^P$ に伴う基本体積中のマイクロクラックの発生確率と進展確率であり、具体的な形は次節で導く。付与塑性ひずみ ε_u^P による破壊確率は、

$$P_{cleav} = \int_0^{\varepsilon_u^P} p_{nucl}p_{propag}d\varepsilon^P \quad (2)$$

となる。FPZが n_c 個の基本体積から構成されるとして最弱リンク説を適用するとFPZ全体の破壊確率 P_f は、

$$\begin{aligned} P_f &= 1 - (1 - P_{cleav,1})(1 - P_{cleav,2}) \dots (1 - P_{cleav,n_c}) \\ &= 1 - \exp\left(-\sum_{i=1}^{n_c} \int_0^{\varepsilon_u^P} p_{nucl,i}p_{propag,i}d\varepsilon_i^P\right) \end{aligned} \quad (3)$$

となる(ここで $P_{cleav,i} \ll 1$ を用いた)。下付き添え字の i は i 番目の基本体積に関する量であることを示している。ほとんどの場合、FPZは塑性化している領域とみなせば十分である¹⁷⁾。巨視的な先行亀裂先端のFPZに対する P_f が、構造物において脆性破壊が発生する確率となる。

(2) 修正ワイブル応力の定式化

マイクロクラックの発生確率 p_{nucl} は以下のようにして表現される。まず、亀裂未発生脆化相の数 N_{unc} 、降伏応力 σ_{ys} 、塑性ひずみの関数 $f(\varepsilon^P)$ (Bordetらによる研究^{18),19)}では $f(\varepsilon^P) = 1$ として扱われている)との間におよそ次のような関係が成り立つ^{20),21)}。

$$p_{nucl} \propto N_{unc}(\varepsilon^P)\sigma_{ys}(T, \dot{\varepsilon})f(\varepsilon^P)d\varepsilon^P \quad (4)$$

ここに T は温度、 $\dot{\varepsilon}$ はひずみ速度である。 $d\varepsilon^P$ に伴う亀裂未発生脆化相数の減少量 dN_{unc} は p_{nucl} に比例するため、式(4)より、

$$dN_{unc}(\varepsilon^P) \propto -N_{unc}(\varepsilon^P)\sigma_{ys}(T, \dot{\varepsilon})f(\varepsilon^P)d\varepsilon^P \quad (5)$$

となる。さらに、基準温度 T_0 における材料の静的な降伏応力 $\sigma_{ys,0}$ 、ならびに N_{unc} の減少速度を決めるための材料定数 ε_0^P を用いると次のようになる。

$$dN_{unc}(\varepsilon^P) = -N_{unc}(\varepsilon^P)\frac{\sigma_{ys}(T, \dot{\varepsilon})}{\sigma_{ys,0}}f(\varepsilon^P)\frac{d\varepsilon^P}{\varepsilon_0^P} \quad (6)$$

ここで、マイクロクラックの発生が塑性変形開始直後より始まるものと仮定すると、

$$\int_{N_0}^{N_{\text{unc}}} \frac{dN}{N} = - \int_0^{\varepsilon^P} \frac{\sigma_{\text{ys}}}{\sigma_{\text{ys},0} \varepsilon_0^P} f(\varepsilon^P) d\varepsilon^P$$

$$\therefore N_{\text{unc}}(\varepsilon^P) = N_0 \exp\left(-\frac{\sigma_{\text{ys}} \int_0^{\varepsilon^P} f(\varepsilon^P) d\varepsilon^P}{\sigma_{\text{ys},0} \varepsilon_0^P}\right) \quad (7)$$

式(4), (7)より、 p_{nucl} は次式のようになる。

$$p_{\text{nucl}} \propto \frac{\sigma_{\text{ys}}}{\sigma_{\text{ys},0}} f(\varepsilon^P) \exp\left(-\frac{\sigma_{\text{ys}} \int_0^{\varepsilon^P} f(\varepsilon^P) d\varepsilon^P}{\sigma_{\text{ys},0} \varepsilon_0^P}\right) d\varepsilon^P \quad (8)$$

本研究で扱う問題のように、亀裂先端応力のピーク位置近傍の発生ひずみが小さく p_{nucl} に与える N_{unc} 減少の影響が無視できる場合 (すなわち $\sigma_{\text{ys},0} \cdot \varepsilon_0^P / \sigma_{\text{ys}} \gg \int_0^{\varepsilon^P} f(\varepsilon^P) d\varepsilon^P$ のとき), 式(8)は次のようにも表せる。

$$p_{\text{nucl}} \propto \frac{\sigma_{\text{ys}}}{\sigma_{\text{ys},0}} f(\varepsilon^P) d\varepsilon^P \quad (9)$$

一方、マイクロクラックの進展確率 p_{propag} は通常のワイブル応力と同様に Griffith 亀裂を仮定して定式化される。ただし、破壊基本体積に発生する有効応力 (ここでは最大主応力 σ_1 を採用) があるしきい値 σ_{th} を下回った場合に不安定進展が起こらないことを考慮し、次式のように表される。

$$p_{\text{propag}}(\sigma_1) = \begin{cases} 0 & (\sigma_1 < \sigma_{\text{th}}) \\ \left(\frac{\sigma_1}{\sigma_u}\right)^m - \left(\frac{\sigma_{\text{th}}}{\sigma_u}\right)^m & (\sigma_1 \geq \sigma_{\text{th}}) \end{cases} \quad (10)$$

ここに m , σ_u はともに亀裂進展に関する材料定数である。 σ_1 は温度とひずみ速度のみならず拘束度にも依存するため、亀裂深さ、試験片・溶接部の形状、载荷モードといった破壊起点の拘束度に関連する諸因子の影響も受ける。また、 $\sigma_1 < \sigma_{\text{th}}$ のとき $p_{\text{propag}}(\sigma_1) = 0$ となるため、 dP_{cleav} は p_{nucl} の値に関わらず 0 となり、以後の载荷過程における累積破壊確率 P_{cleav} にも寄与しない (式(1), (2) 参照)。このことは、発生後のマイクロクラックにおいて動的な亀裂進展が発生応力の低下によって一度停止すると、先端が塑性変形で鈍化することでマイクロクラックが不活性化することを表現している。

さて、以下 N_{unc} の減少が小さい場合を考える。まず式(9), (10)を式(3)に代入することにより次式が得られる。

$$P_f = 1 - \exp\left(-\frac{1}{\kappa} \sum_{i=1}^{n_c} \int_0^{\varepsilon_{u,i}^P} \frac{\sigma_{\text{ys},i}}{\sigma_{\text{ys},0}} f(\varepsilon_i^P) \times \max\left(\frac{\sigma_{1,i}^m - \sigma_{\text{th}}^m}{\sigma_u^m}, 0\right) d\varepsilon_i^P\right) \quad (11)$$

ここで、 κ はスケーリングのための係数である。へき開誘発源の数は材料の体積に比例すると考えてよいので、

式(11)はFPZの体積 V_p を用いて次のようになる。

$$P_f = 1 - \exp\left(-\frac{1}{\Sigma} \int_{V_p} \left(\int_0^{\varepsilon_u^P} \frac{\sigma_{\text{ys}}}{\sigma_{\text{ys},0}} f(\varepsilon^P) \times \max\left(\frac{\sigma_1^m - \sigma_{\text{th}}^m}{\sigma_u^m}, 0\right) d\varepsilon^P\right) \frac{dV}{V_0}\right) \quad (12)$$

ここに Σ , V_0 はともにスケーリングのための係数である。以上より、修正ワイブル応力が次式のように導かれる。

$$\sigma_w^* = \left\{ \int_{V_p} \left(\int_0^{\varepsilon_u^P} \frac{\sigma_{\text{ys}}(T, \dot{\varepsilon})}{\sigma_{\text{ys},0}} f(\varepsilon^P) \times \max(\sigma_1^m - \sigma_{\text{th}}^m, 0) d\varepsilon^P\right) \frac{dV}{V_0} \right\}^{1/m} \quad (13)$$

$\sigma_u^* = \Sigma^{1/m}$ とおくと、式(12)は標準的な2母数ワイブル分布の式に帰着する。

$$P_f(\sigma_w^*) = 1 - \exp\left(-\left(\frac{\sigma_w^*}{\sigma_u^*}\right)^m\right) \quad (14)$$

ゆえに m と σ_u^* はそれぞれワイブル分布の形状母数と尺度母数であることがわかる。有限要素解析の結果を参照するために式(13)を離散化すると、

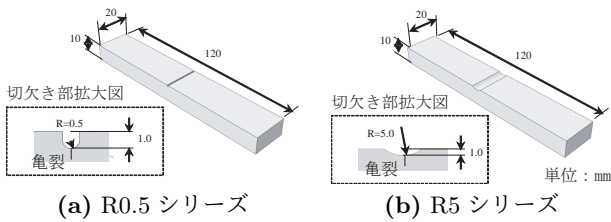
$$\sigma_w^* = \left(\sum_{j=1}^{n_e} \sum_{i=1}^{n_{\text{IP},j}} \left(\sum_{l=1}^{n_l} \frac{\sigma_{\text{ys}}(T, \bar{\varepsilon}_{i,j}(l))}{\sigma_{\text{ys},0}} f(\varepsilon_{i,j}^P) \times \max(\bar{\sigma}_{1,i,j}^m - \sigma_{\text{th}}^m, 0) \Delta \varepsilon_{i,j}^P \frac{V_{i,j}}{V_0} \right) \right)^{1/m} \quad (15)$$

となる。ここに、 j は要素番号 ($1 \leq j \leq n_e$)、 i は要素 j に属する積分点の番号 ($1 \leq i \leq n_{\text{IP},j}$)、 l は時間点番号 ($1 \leq l \leq n_l$) であり、 $\sigma_{\text{ys}}(T, \bar{\varepsilon}_{i,j}(l))$ は温度 T 、平均ひずみ速度 $\bar{\varepsilon}_{i,j} = (\dot{\varepsilon}_{i,j}(l) + \dot{\varepsilon}_{i,j}(l-1))/2$ における降伏応力、 $\bar{\sigma}_{1,i,j} = (\sigma_{1,i,j}(l) + \sigma_{1,i,j}(l-1))/2$ は平均最大主応力、 $V_{i,j}$ は体積である。 N_{unc} の減少の影響が無視できない場合についても同様に定式化できる。

このようにして求まる σ_w^* には、へき開破壊における亀裂深さ、試験片・溶接部の形状、载荷モード、ひずみ速度、温度の影響が考慮されており、破壊限界を示す限界修正ワイブル応力 $\sigma_{w,\text{cr}}^*$ はこれらの諸因子に依存しない材料固有の破壊限界を表す値であると考えられている。

3. 修正ワイブル応力に基づく破壊発生限界評価

ここでは、浅い亀裂を起点とした脆性破壊を対象として修正ワイブル応力に基づく破壊発生限界の評価を行う。浅い初期亀裂を有する切欠き付き供試体の低温破壊実験と亀裂先端の局部応力解析の結果に基づいて、供試体破断時の修正ワイブル応力、すなわち限界修正ワイブル応力を同定する。その際、ワイブル応力に基づく評価結果と比較し、修正ワイブル応力を導入する



(a) R0.5 シリーズ (b) R5 シリーズ

図-2 供試体の形状と寸法

表-1 検討した鋼材の機械的性質 (室温)

鋼種	降伏点	引張強さ	伸び
SS400	287 MPa	422 MPa	33%
SM570Q	593 MPa	664 MPa	36%

ことで浅い亀裂からの破壊予測における従来からの課題に対応できているかを確認する。

(1) 低温破壊実験

実験で用いる供試体は、地震時脆性破壊発生時における実被災橋脚隅角部の先行亀裂先端の負荷状態を再現できるように、有限要素解析を援用して設計されている。止端半径 0.5 mm と 5 mm の実溶接部と同等の負荷状態を曲げ荷重によって再現するため、図-2 に示すような 2 種類の供試体を用意した。それぞれ中央部に切欠き半径 0.5 mm と 5 mm の切欠きが加工されており、以下、各タイプの供試体を切欠き半径 R にちなんで R0.5 シリーズなどと呼ぶ。検討する鋼材は SS400 と SM570Q (表-1) とし、供試体は板厚 19mm のこれらの鋼板から長手方向が圧延方向と一致するように切り出して製作した。供試体の切欠き底には先行亀裂を模擬した深さ 1 mm 前後の疲労亀裂 (5~10 万回程度の 4 点曲げ繰返し荷重で導入) が予め導入されている。供試体の荷重は、塑性ひずみ履歴を受けた地震時脆性破壊発生時の溶接部における低じん性状態を温度により再現するため、液体窒素で満たした -196 °C の冷却槽中で実施した。供試体を準静的に曲げ荷重を行い脆性破断させることで、各供試体の限界状態を評価した。ただし、亀裂先端の負荷状態は次節で述べる有限要素解析によって明らかにすることとし、実験では各供試体の荷重-載荷点鉛直変位関係を破断点まで計測した。セットアップと実験状況を図-3 に示す。表-2 に実験で得られた各供試体の限界荷重を示す。同表には、文献結果¹⁶⁾で報告した SS400 の結果も示している。いずれの供試体も破面はへき開破面を呈していた。

じん性の異なる場合についても検討するため、エタノールを満たした -100 °C の冷却槽においても同様の実験を実施した。エタノールを -100 °C 付近に保つために実験中も液体窒素を十分かくはんしながら加え続け温度を調整した。供試体は初期亀裂の深さが 1.5 mm

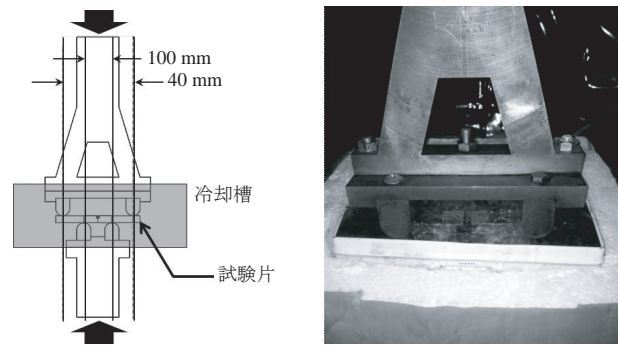


図-3 低温破壊実験のセットアップと実験状況

表-2 各供試体の実測破断荷重 (-196 °C)

SS400 ¹⁶⁾				SM570Q	
R05 シリーズ (15 体)		R5 シリーズ (15 体)		R05 シリーズ (15 体)	
a_0	P_{cr}	a_0	P_{cr}	a_0	P_{cr}
0.43	11.48	0.52	12.65	0.36	13.79
0.56	10.48	0.61	13.70	0.42	13.73
0.69	8.68	0.62	12.23	0.51	13.94
0.75	8.79	0.69	9.89	0.56	14.16
0.80	9.90	0.74	11.02	0.63	13.97
0.83	8.77	0.76	13.21	0.70	12.01
0.97	9.43	0.87	9.63	0.87	11.55
1.04	8.42	1.09	11.54	0.95	11.34
1.07	8.27	1.10	9.32	1.05	15.46
1.08	9.66	1.16	8.24	1.06	11.48
1.12	8.91	1.19	7.49	1.07	10.38
1.23	9.60	1.32	8.42	1.18	10.82
1.26	8.09	1.88	6.03	1.36	9.92
1.72	6.62	2.11	5.89	1.80	10.16
2.33	7.36	2.20	6.68	2.00	8.98

a_0 : 初期亀裂深さ [mm], P_{cr} : 破断荷重 [kN]

表-3 各供試体の実測破断変位 (-100 °C)

SS400				SM570Q			
R05 シリーズ (15 体)				R05 シリーズ (17 体)			
a_0	U_{cr}	a_0	U_{cr}	a_0	U_{cr}	a_0	U_{cr}
1.45	0.95	2.27	2.72	1.53	8.90	2.23	1.73
1.53	1.55	2.30	0.65	1.57	8.41	2.34	0.90
1.59	1.52	2.31	1.93	1.72	3.53	2.53	1.10
1.68	1.23	2.34	4.42	1.83	1.37	2.58	1.20
1.85	2.25	2.38	1.88	1.87	1.71	2.63	1.03
1.91	1.99	2.45	0.95	2.07	1.19	2.65	0.91
1.97	2.18	-	-	2.09	1.45	2.86	0.88
2.18	2.48	-	-	2.12	1.22	2.84	0.95
2.20	1.79	-	-	2.20	2.91	-	-

a_0 : 初期亀裂深さ [mm], U_{cr} : 破断変位 [mm]

から 3.0 mm 程度のものを使用した。これは、この温度において使用した供試体を脆性破断させるためには、1.5 mm 程度以上の亀裂深さが必要であることが予備実験を通して判明していたためである。

表-3 に得られた結果を示す。-100 °C での破断は降

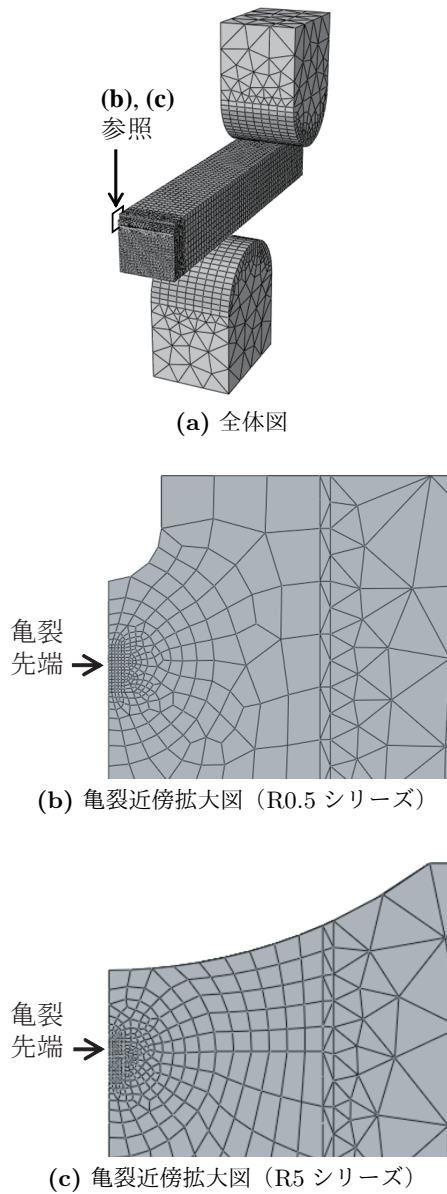


図-4 解析で使用した有限要素モデルの一例

伏後に起きる場合が多かったためここでは限界変位を示した。表-3をみてわかる通り、破断変位は大きくばらついているが、破断した供試体の破面はいずれも -196°C の場合と同様にへき開破面を呈しており、疲労破面との間に明瞭なストレッチゾーンは確認されなかった。

なお、上記実験の詳しい条件ならびにその決定経緯については文献^{16),26)}を参照されたい。

(2) 亀裂先端の局部応力解析

供試体と治具の間の滑りと摩擦力を適切に再現するため、材料非線形性、幾何学的非線形性、接触非線形性を考慮した複合非線形有限要素解析を汎用解析プログラム Abaqus を用いて行った。詳細は文献¹⁶⁾に示しているが、以下では解析の概略について述べる。

図-4に、解析に使用した有限要素モデルの一例を示す。モデルは供試体と治具からなり、载荷条件と供試体

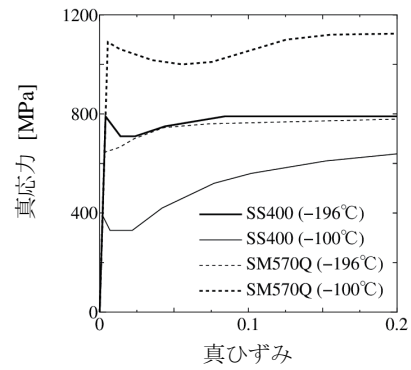


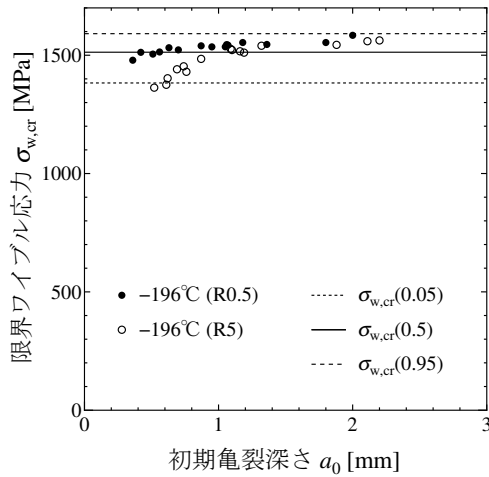
図-5 検討鋼材の応力-ひずみ関係

の対称性から $1/4$ 部分を標準的な 1 次ソリッド要素でモデル化した。亀裂面は対称境界条件を解除することで再現し、先端付近においては図-4 (b), (c) に示すように細かく要素分割している。その最小サイズは文献¹⁷⁾を参考に $30\ \mu\text{m}$ とした。切欠き底については十分な解析精度が保障されることを確認した上で比較的大きな要素分割としている。材料特性は Young 率を $200\ \text{GPa}$ 、Poisson 比を 0.3 とし、応力-ひずみ関係は文献¹⁶⁾と同様の手法で得た図-5 に示すものを用い、鋼種ごと、実験温度ごとに別のデータを使用した。载荷は治具の端面に鉛直方向の強制変位を与え変位制御とした。供試体と治具の接触条件は、接触面法線方向には剛体接触、接触面方向には Lagrange 法によって算定される摩擦力を伴うものとし、摩擦係数は実験によって求め 0.21 とした。本解析において亀裂の進展は起こらないものと仮定している。

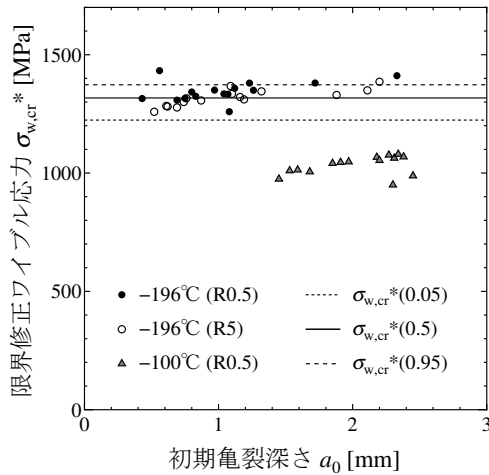
(3) 限界修正ワイブル応力の同定

限界修正ワイブル応力 $\sigma_{w,cr}^*$ の同定にあたっては、塑性ひずみ進展に伴う N_{unc} 減少の影響を無視した式 (15) を用いた。破断時における最大主応力のピーク位置の塑性ひずみがすべての供試体で 0.1 以下であり、その程度のひずみレベルでは実験結果において N_{unc} 減少の影響は認められないためである^{20),21)}。 $f(\epsilon^p)$ は Bordet らと同様に 1 と仮定した。母数推定は、へき開破壊がより支配的となる -196°C における载荷の解析結果を用いて、最小二乗法に基づく収束計算によって同定した (収束判定: 更新に伴う m の変化が 1% 以下)。その結果、 (m, σ_u^*) は SS400 で $(35.37, 1331\ \text{MPa})$ 、SM570Q で $(36.48, 1933\ \text{MPa})$ となった。 σ_{th} についても Bordet らの手法¹⁹⁾を参考に決定した。すなわち同定した m を用いて異なる条件 (ここでは -100°C) での $\sigma_{w,cr}^*$ を求め、これが初期亀裂深さに対してほぼ一定となるよう定めた。その結果、SS400 で $1250\ \text{MPa}$ 、SM570Q で $1790\ \text{MPa}$ を得た。

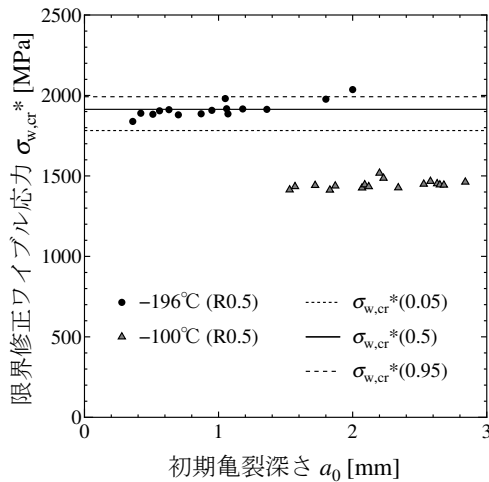
算定した各供試体の $\sigma_{w,cr}^*$ と初期亀裂深さ a_0 の関係を



(a) 限界ワイブル応力 (SS400)



(b) 限界修正ワイブル応力 (SS400)



(c) 限界修正ワイブル応力 (SM570Q)

図-6 脆性破壊発生時のワイブル応力と修正ワイブル応力

図-6に示す。図中には、 $\sigma_{w,cr}^*$ が完全にワイブル分布に従うものとして式(14)から求めた $P_f = 0.05, 0.5, 0.95$ に対応する σ_w^* を $\sigma_{w,cr}^*(P_f)$ として示している。また、図-6(a)には -196°C で実施した SS400 の供試体の限界ワイブル応力 $\sigma_{w,cr}$ の算定結果¹⁶⁾を参考として示した。図-6(a),(b)を比較すると、亀裂の浅い R5 シリー

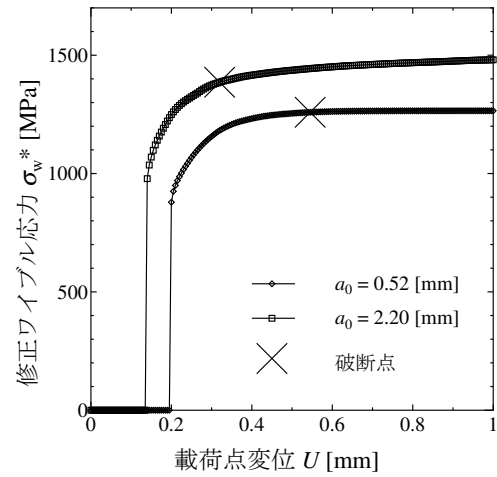


図-7 修正ワイブル応力の変化 (SS400, R5, -196°C)

ズの供試体で特に顕著にみられる $\sigma_{w,cr}$ の低下が $\sigma_{w,cr}^*$ では小さく評価されており、切欠き半径ならびに亀裂深さに対する依存性が低減されている。R0.5 シリーズではばらつきがやや大きくなっているが、これは供試体破断時に発生している塑性ひずみ量のばらつきが反映されたためである。一方、図-6(b),(c)からわかるように、 -100°C における両材料の $\sigma_{w,cr}^*$ は -196°C のものより低いという明確な温度依存性が示されている。このような結果となる理由は、破断に至るまでに発生する亀裂先端の塑性ひずみが -100°C の場合の方が大きいことよりも同じひずみに対して発生応力が小さいこと(図-5参照)の影響の方が σ_w^* に大きく顕れたためであるが、算定した σ_w^* においてマイクロクラックの発生・進展挙動の温度依存性が十分考慮できていないことを示す結果である。

図-7は σ_w^* と荷点変位 U の関係の一例を示している。図-7のように、どの供試体においても σ_w^* は単調に増加し $\sigma_{w,cr}^*$ から破断時の変位 U_{cr} を一意に予測することが可能なものとなった。 σ_w に基づく評価において一部の供試体で破断に至る時点で値が減少に転じていたことを鑑みると¹⁶⁾、 σ_w^* の破壊評価指標としての有用性を示しているといえる。

以上のように Bordet らと同様、 $f(\varepsilon^p) = 1$ として σ_w^* を算定し比較したところ、 σ_w による評価で見受けられた破断限界値の切欠き半径ならびに亀裂深さに対する依存性が低減し、荷点時の値の変化も破壊予測に適したものであった。しかしながら $\sigma_{w,cr}^*$ の温度依存性も確認され、検討の余地を残した。次節ではこの点について検討する。

(4) マイクロクラック発生確率の再定義

ここでは $\sigma_{w,cr}^*$ の温度依存性に関する課題に対応すべく、マイクロクラックの発生確率 p_{nucl} の再評価を試みる。Bordet らが p_{nucl} の定式化において $f(\varepsilon^p) = 1$ と仮

定する際に参考にしたとみられる Kaechele・Tetelman の破面観察結果²⁰⁾は、ばらつきが大きく回帰直線の決定係数 $R_1^{2,22)}$ は -196°C で 0.612, -180°C で 0.016, -165°C で 0.322 と低い値となっている。そこで、 $f(\varepsilon^p)$ の具体形を見直し p_{nucl} を再定義することで、マイクロクラックの発生・進展挙動の温度依存性が σ_w^* に適切に考慮され、 $\sigma_{w,\text{cr}}^*$ が温度非依存となるかどうかを検討する。

室温における結果²¹⁾では線形の仮定が良く当てはまっていることから $f(\varepsilon^p)$ を次式のように再定義する。

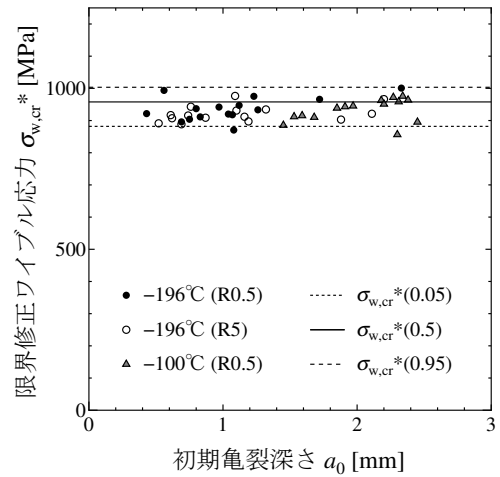
$$f(\varepsilon^p, T) = (\varepsilon^p)^{\alpha(T)}, \quad \alpha(T) = \frac{\alpha_0}{216}(20 - T) \quad (16)$$

ここに α は塑性ひずみ感受性指数とも呼ぶべき量で、 -196°C で α_0 , 20°C で 0 となるよう線形補間している。 α_0 の決定にあたっては、図-6 に示した $\sigma_{w,\text{cr}}^*$ の温度依存性が解消するように選定し、 $\alpha_0 = 2$ とした。

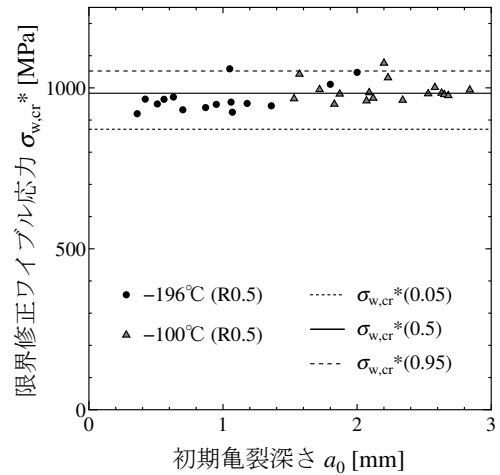
$\alpha_0 = 2$ として再評価した σ_w^* を図-8 に示す。ここでは、 $(m, \sigma_u^*, \sigma_{\text{th}})$ は SS400 で (31.54, 969.1 MPa, 1250 MPa), SM570Q で (21.56, 1000 MPa, 1790 MPa) となった。図-8 ではどちらの鋼材においても -196°C と -100°C の $\sigma_{w,\text{cr}}^*$ が亀裂深さによらずほぼ同じレベルの値を示している。すなわち、 σ_w^* が複数の温度レベル（あるいはじん性レベル）に対して亀裂深さと切欠き半径に依存せず脆性破壊を予測する指標となり得ることを示している。 σ_w^*-U 関係については、図-8 (c) に示す一例の通り、 ε^p の寄与が大きくなったことで勾配が微増し U_{cr} を予測しやすいものとなっている。

$\alpha_0 = 2$ とすることで想定されるマイクロクラックの発生挙動を Kaechele・Tetelman の破面観察結果と比較したものが図-9 である。縦軸は ε^p の増加に伴うマイクロクラック発生数の累積値で、式 (16) に基づき仮定される累積値変化を $\alpha+1$ 次曲線として表しており、参考のため Bordet らの $\alpha_0 = 0$ とした場合に仮定される変化も直線で示している。実験サンプル数の制約から精緻な評価を行うことは困難であるものの、同図に示される $\alpha_0 = 2$ とした場合の $\alpha+1$ 次曲線と Kaechele・Tetelman による観測結果との比較から、実現象との整合性からみても $\alpha_0 = 2$ と仮定することは可能であると考えられる。

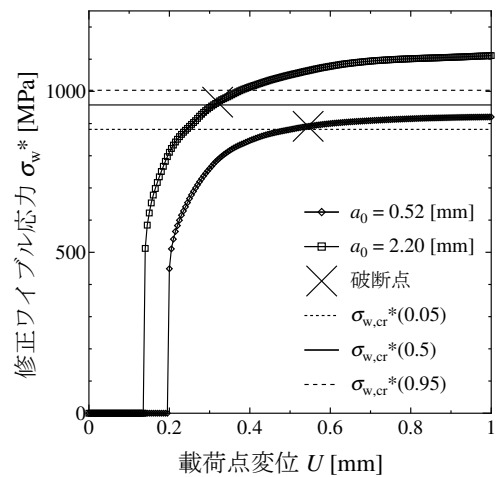
このように、マイクロクラックの発生確率に関する $f(\varepsilon^p)$ を式 (16) のように再定義し $\alpha_0 = 2$ と仮定することで、実測結果と整合したマイクロクラックの発生挙動を前提としつつ、 $\sigma_{w,\text{cr}}^*$ が温度に非依存であるという定式化の際の仮定と合致した σ_w^* が算定されることが確認された。このことから、 $\alpha_0 = 2$ として σ_w^* を算定しこれに該当する $\sigma_{w,\text{cr}}^*$ を破壊発生の評価値として採用することで一般性の高い地震時脆性破壊の予測が可能となると考えられる。次章以降では $\alpha_0 = 2$ として、 $\sigma_{w,\text{cr}}^*$ の一般性に関する更なる検討と実構造物の破壊発



(a) 限界修正ワイブル応力 (SS400)



(b) 限界修正ワイブル応力 (SM570Q)



(c) 限界修正ワイブル応力変化 (SS400, R5, -196°C)

図-8 再評価した脆性破壊発生時の修正ワイブル応力

生限界評価を行う。

4. 限界修正ワイブル応力の一般性

修正ワイブル応力は亀裂深さやひずみ速度等の影響が考慮された脆性破壊に対する負荷状態の評価指標であるため、その限界値たる限界修正ワイブル応力はこ

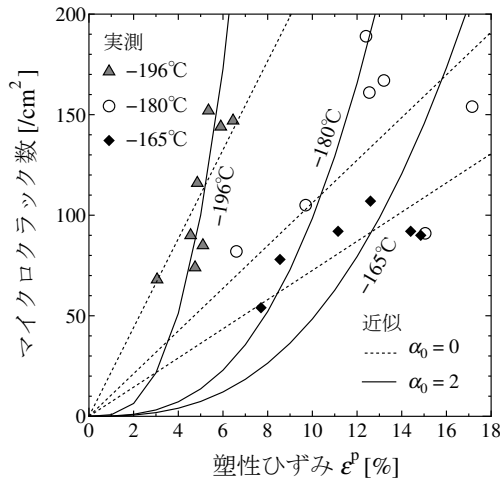


図-9 マイクログラック数の推移

これらの因子とは無関係な材料固有の特性値であると考えられる。ここでは、実験で確認された限界 CTOD 値の亀裂深さ、ひずみ速度に対する依存性¹⁴⁾を修正ワイブル応力に基づき解析的に再現し得るか調べることを通して、限界修正ワイブル応力がこれらの因子に非依存とみなせるか否かの検証を行う。また、限界修正ワイブル応力の塑性ひずみ履歴に関する依存性についても評価を試み、引張予ひずみに対する限界修正ワイブル応力の補正の必要性を検討する。修正ワイブル応力の算定に必要な各パラメータは第 3.(4) 節に示した値を用いる。

(1) 亀裂深さ非依存性

CTOD (Crack Tip Opening Displacement) 試験は鋼材の破壊じん性評価試験の一種である。CTOD 試験においては限界 CTOD 値 δ_{cr} (試験片破断時の CTOD 値) が材料の破壊じん性として評価されるが、 δ_{cr} は温度、亀裂深さ、载荷速度、塑性ひずみ履歴といった諸因子に依存する特性値である。まずここでは、素材の準静的载荷を想定した CTOD 試験の再現解析によって CTOD 試験時の修正ワイブル応力変化を評価し、第 3 章で同定した $\sigma_{w,cr}^*$ より予測される δ_{cr} を実測値と比較することで、浅い初期亀裂を有する供試体の $\sigma_{w,cr}^*$ が初期亀裂の深い CTOD 試験片の破壊予測にそのまま適用できるかを検証する。

CTOD 試験の再現解析では、図-10 に示すような 1/4 モデルを使用した。WES2808 に示されている実測値と比較できるよう、試験片の板厚は SS400 で 14 mm、SM570Q で 25 mm とし、応力-ひずみ関係は -100°C のものを用いた。初期亀裂深さ a_0 はそれぞれの板厚と同じ値とし、実際と同様に 3 点曲げ载荷とした。亀裂の再現方法や治具との接触条件、解析の方法は第 3.(2) 節で述べた通りである。解析結果から推定する CTOD

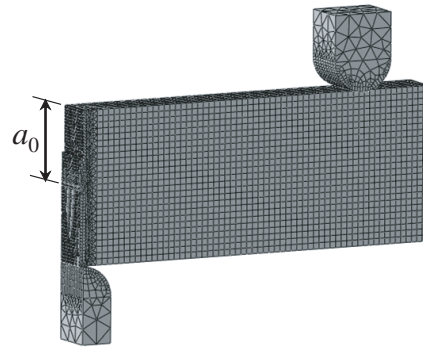


図-10 CTOD 試験の再現解析で用いたモデル (板厚 25mm)

値 δ は次の推定式²³⁾より算定した。

$$\delta = \frac{K^2(1-\nu^2)}{2\sigma_{ys}(T)E} + \frac{r^P(W-a_0)V^P}{r^P(W-a_0)+a_0+z} \quad (17)$$

ここに、 K は応力拡大係数、 ν は Poisson 比、 E は Young 率、 V^P はクリップゲージ開口変位の塑性成分、 r^P は V^P に関する回転係数 (0.4)、 W は試験片幅 (载荷スパンの 1/4)、 z はナイフエッジ高さを表す。亀裂先端で $\sigma_w^* = \sigma_{w,cr}^*$ が満たされるとき δ が δ_{cr} となる。 $\sigma_{w,cr}^*$ としては $P_f = 0.05, 0.5, 0.95$ に対応する 3 つの $\sigma_{w,cr}^*(P_f)$ を考える。

図-11 に、得られた δ_{cr} を実測値と比較した結果を示す。推定結果を示す 3 つの黒丸は下から順に $\sigma_{w,cr}^*(0.05)$ 、 $\sigma_{w,cr}^*(0.5)$ 、 $\sigma_{w,cr}^*(0.95)$ を示している。図-11 (a) は、 -100°C における SM570Q の推定結果が同種鋼材の実測結果とよく対応していることを示している。このことは、 $\sigma_{w,cr}^*$ が初期亀裂深さに依存しないという前提が妥当であり、 σ_w^* に基づく評価手法が従来扱われてきた比較的深い亀裂からの脆性破壊に対しても適用可能であることを実証している。図-11 (b) は引張強さが同クラスの鋼材間で推定結果と実測結果を比較したものであり、両者のオーダーはおおよそ一致していることがみてとれる。同種鋼材の実験結果と比較した場合には推定精度はさらに高まるものと考えられる。

(2) ひずみ速度非依存性

WES2808 に示されている CTOD 試験結果と比較するために、载荷点の速度を 300 mm/s とし解析を行った。ここでは Abaqus で用意されている動的な陰解法を用い最大時間増分を $1.0 \mu\text{s}$ とし解いた。応力-ひずみ関係についても、Arrhenius 型温度依存式とひずみ速度・温度パラメータ R に基づく推定式¹⁴⁾より得たひずみ速度依存型のもの (図-12 (a) 参照) を採用し流動応力に及ぼすひずみ速度の影響を考慮した。予備解析により、この動的载荷時における亀裂先端の温度上昇¹¹⁾は破断までで高々 5°C 程度の上昇であることが確認できたため、この解析では温度上昇は再現していない。 σ_w^* の算定にあたっては、式 (15) の σ_{ys} をひずみ速度に応じて変化させた。すなわち、ひずみ速度の影響として

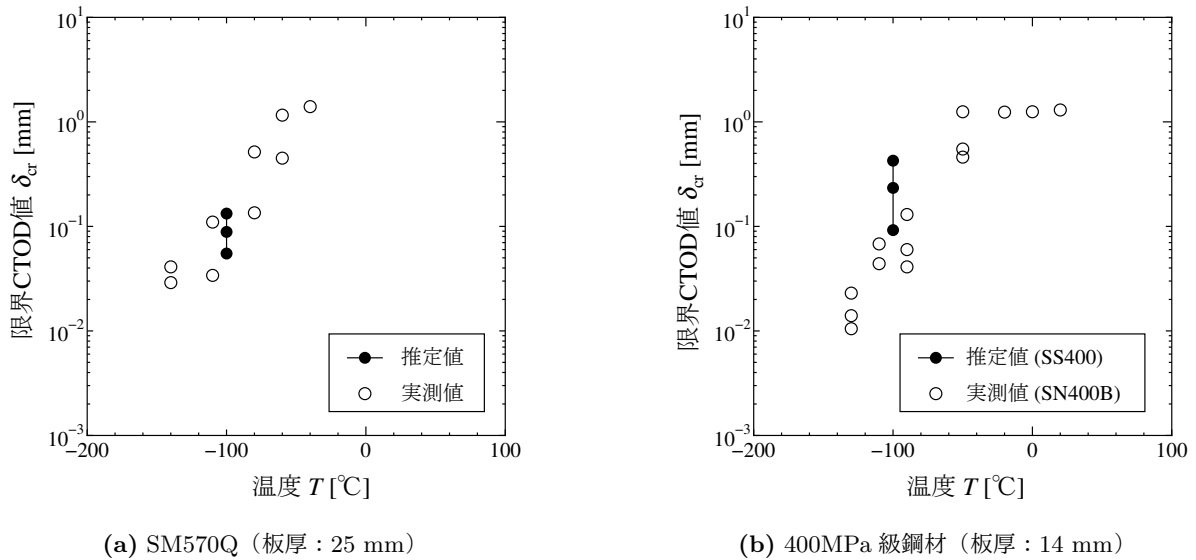


図-11 推定 CTOD 値の実測値¹⁴⁾との比較

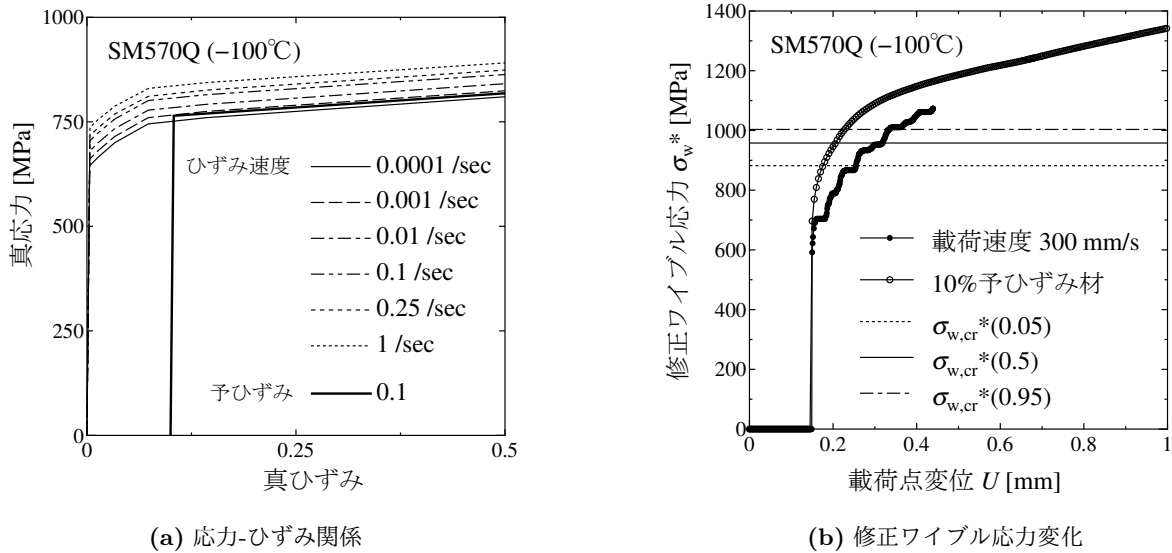


図-12 ひずみ速度・予ひずみの影響

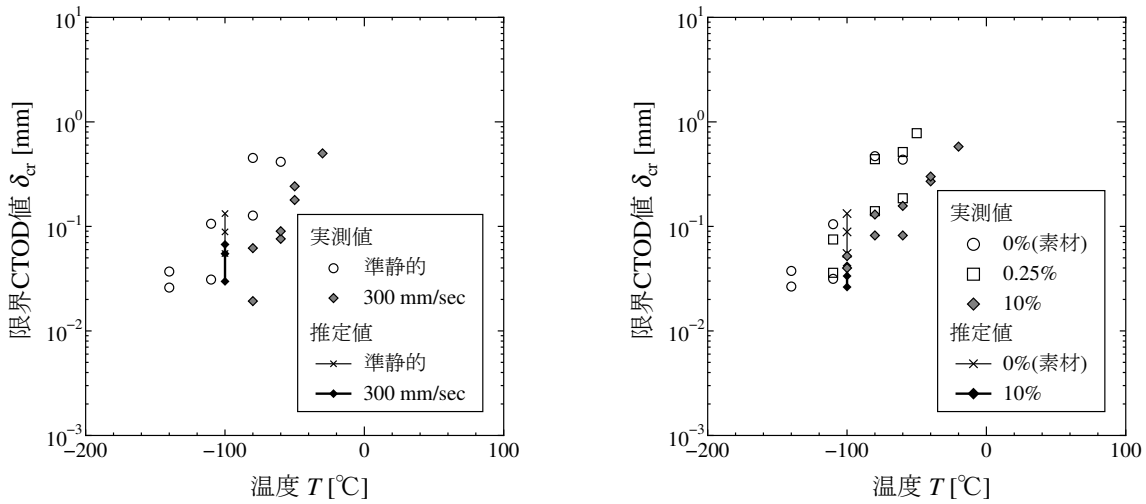
は、マイクロクラック進展挙動に及ぼす影響をひずみ速度依存型の応力-ひずみ関係を用いることで考慮するだけでなく、マイクロクラック発生段階においてもその影響を考慮している。

得られた σ_w^* の変化を図-12 (b) に示す。動的载荷による弾塑性応力波の伝搬により履歴に小刻みな変動が顕れていたが、各 $\sigma_{w,cr}^*(P_i)$ に対応する U_{cr} を一意に決定することができた。得られた U_{cr} に基づき算定した δ_{cr} を図-13 (a) に示す。 σ_w^* によって推定された δ_{cr} は、鋼種・板厚が同一の試験片の実測値に対してばらつき・値ともに比較的良く一致している。前節で得た準静的载荷時の推定値と比べても、差は実測結果における準静的载荷と動的载荷の差と同等であり、用いた $\sigma_{w,cr}^*$ がひずみ速度に依存しないという前提が成り立つことが確認できる。

(3) 予ひずみ非依存性

検討する予ひずみは10%の一樣引張予ひずみとし、準静的载荷時の破壊限界を検討する。そのため、解析は第4.(1)節と同様に静的解析とし、応力-ひずみ関係は初期降伏曲面を塑性ひずみ10%分拡大させたもの(図-12 (a) 参照)を用い流動応力に対する予ひずみの影響を再現した。 σ_w^* の算定にあたっては、式(15)における $f(\varepsilon_{i,j}^p)$ の初期値を0.1に変更している。すなわち、ここでもマイクロクラック発生・進展の両過程に対して予ひずみの影響を考慮した。

図-12 (b) の $\sigma_w^*-U_{cr}$ 関係より決定した δ_{cr} は、図-13 (b) に示す通りである。 δ_{cr} の推定値は若干低めではあるものの実測値に近い値を示している。素材に対する推定結果と比べても、実測結果と同等の δ_{cr} の低下が推定結果として示されている。



(a) ひずみ速度の影響 (SM570Q, 板厚 25mm, -100 °C) (b) 予ひずみの影響 (SM570Q, 板厚 25mm, -100 °C)

図-13 ひずみ速度・予ひずみを考慮した推定 CTOD 値の実測値¹⁴⁾ との比較

このように、予ひずみの影響を受けた場合においても σ_w^* に基づく破壊予測が実測と概ね一致することが確かめられた。これまで塑性ひずみ履歴を受けた材料への σ_w^* の適用はなされていなかったが、このように塑性ひずみ履歴の影響を考慮して σ_w^* を算定することで素材と同じ $\sigma_{w,cr}^*$ により破壊限界を統一的に推定できる可能性が示唆された。この点に関しては、圧縮予ひずみなど地震時に想定されるその他の塑性ひずみ履歴による影響についても検討を進める予定である。

5. 実構造物における破壊確率評価の試み

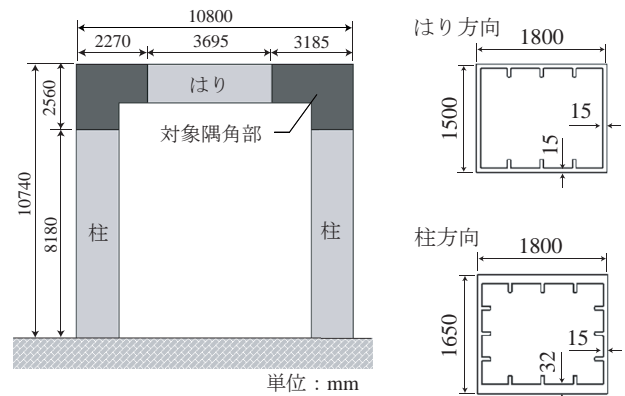
修正ワイブル応力に基づく破壊予測の実構造物への適用例として、地震時における既設鋼製橋脚隅角部を対象に脆性破壊発生限界を評価し、隅角部の地震時脆性破壊による破壊確率を破壊起点位置の止端半径と先行亀裂深さに着目して定量的に示す。

(1) 対象橋脚と想定する先行亀裂

対象橋脚は最も標準的な形式の一つである門型一層ラーメン橋脚とした。文献²⁴⁾をもとに図-14に示すような柱・はりともに箱断面の橋脚の隅角部を対象とした。実験で多くのサンプルを得た SS400 の $\sigma_{w,cr}^*$ を用いるため、全体に対して SS400 が使用されているものとした。想定する先行亀裂は、溶接止端部に発生した深さ a_0 と幅 c_0 のアスペクト比が 1/6 の半楕円形状の表面亀裂とし、 $a_0 = 0.5, 1.0, 1.5$ [mm] の 3 ケースを扱う。

(2) 解析モデルと解析条件

破壊起点としては、実際の損傷に基づき(図-1参照)、隅角部内側の角部における溶接止端部を想定する。この場所では隅角部と溶接部の双方の形状不連続性の重畳により、隅角部で最も大きな塑性ひずみ履歴が地震



(a) 全体図 (b) 隅角部断面

図-14 対象鋼製橋脚

時に発生する。止端部の負荷状態は橋脚の変形状態に依存するため、いわゆるズーミング手法により橋脚全体の地震時変形と溶接部形状の影響をともに考慮した解析を行った。解析で使用した橋脚全体モデル、隅角部モデル、溶接止端部モデルを図-15に示す。解析手順は次の通りとした(詳しくは文献²⁵⁾を参照)。まず橋脚全体モデルの固有値解析により橋脚の面内1次振動モードを求めた。次に、1段階目のズーミング解析として、得られたモード形を隅角部モデル端部に強制変位として与えるプッシュオーバー解析を行い着目溶接部の地震時弾塑性変形を再現した。そして、溶接止端部モデルに隅角部モデルの節点変位を介して変形を与える2段階目のズーミング解析を行った。

本研究では、使用鋼材を SS400 とし、先行亀裂を再現した溶接止端部モデルを使用した。止端部モデルの亀裂前縁部は図-17に示すように第3章で示したモデルと同様、最小要素サイズ 30 μm で細かく分割した。

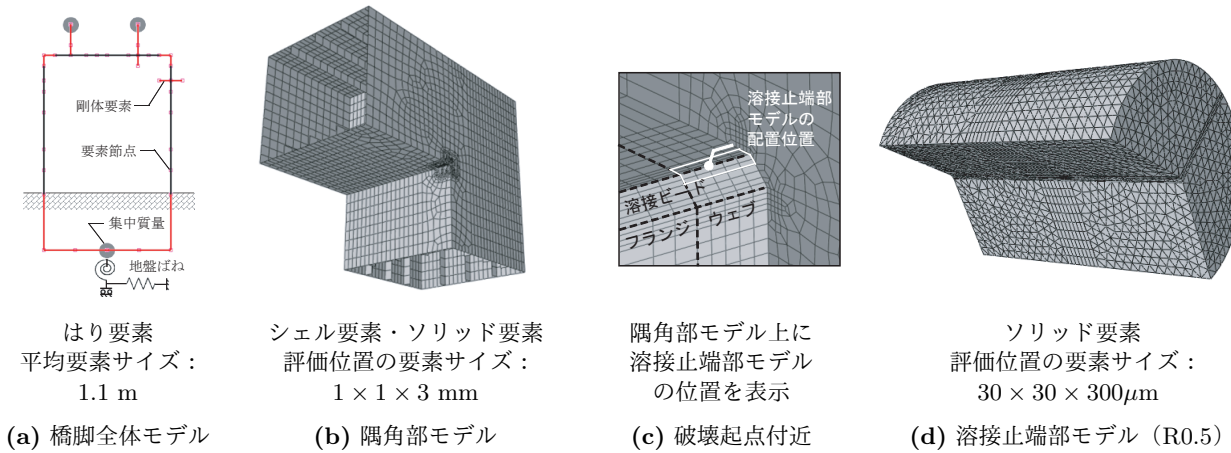


図-15 鋼製橋脚隅角部破壊起点の解析で使用した有限要素モデル

また、破壊起点位置の止端半径が隅角部の破壊限界に影響²⁶⁾を考慮するため、 $a_0 = 0.5, 1.0, 1.5$ [mm] の3つの亀裂に対して止端半径 $R = 0.25, 0.5, 5$ [mm] の3ケースを検討することとし、9つの止端部モデルを用意した(以下、各ケースを a_0 との組み合わせで R0.25-0.5などと略記する)。 $R = 0.25, 0.5$ は溶接のままの止端半径を想定している。 $R = 5$ は止端仕上げされた止端部に継続時間の長い地震によって低サイクル疲労亀裂が発生する場合を想定している。温度を介して塑性ひずみ等によるじん性低下の影響を考慮するため、止端部モデルの材料特性としてはSS400の -100 ℃における応力-ひずみ関係(図-5)を全体に用い、 σ_w^* の算定においても -100 ℃を仮定した。

本来、熱影響を考慮した初期じん性分布を溶接部に設定した上で、第4.(2)節、4.(3)節のように積分点ごとの塑性ひずみやひずみ速度を参照して修正ワイブル応力を算定するのが望ましいと考えられる。しかしながら、溶接部の限界修正ワイブル応力分布や複雑な塑性ひずみ履歴が修正ワイブル応力に及ぼす影響については未解明であるため、ここでは先行亀裂近傍のじん性分布が一樣とみなせる場合を想定し、従来手法¹⁴⁾において使用鋼材を切り出した試験片に対し一様に実験温度を制御することでじん性低下を再現していることを参考に上記のような方法をとることとした。すなわち、先行亀裂近傍のじん性分布が一樣とみなせる場合に適用範囲が限られる点では従来手法と同様であるが、浅い先行亀裂からの破壊において止端半径等の溶接部形状の影響を評価できる点が異なる。 -100 ℃としたのは、破壊起点周辺のじん性が溶接熱ならびに地震時のひずみ速度・塑性ひずみ履歴等の重畳によって広い範囲で下がり切った状態を想定したためである。

(3) 脆性破壊発生限界と止端半径の関係

図-16に隅角部モデルの解析で使用した面内1次モー

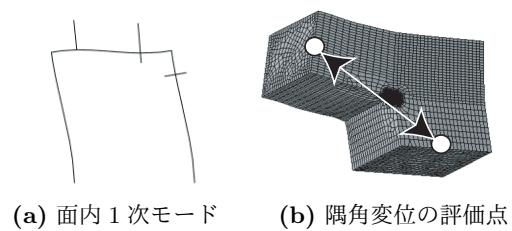


図-16 想定した地震時変形と隅角変位評価点

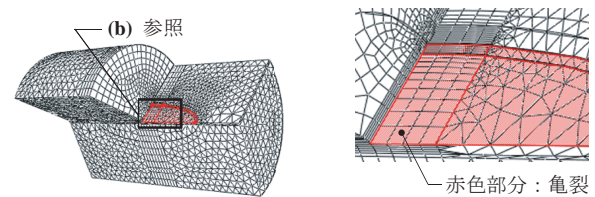


図-17 亀裂とその先端の要素分割状況 (R0.5-0.5)

ドと、隅角部の変形量を示す指標である隅角変位 Δ の評価点を図示する。 Δ は隅角部両端の距離の増加量と定義され²⁷⁾、当該隅角部では弾性変形とみなせる最大の隅角変位 Δ_y が0.55 mmであることが弾性モデルの解析結果との比較よりわかっている。止端部モデルの解析結果に基づき求めた先行亀裂先端における σ_w^* の変化の様子を図-18に示す。

横軸は Δ_y によって正規化した Δ である。 σ_w^* の算定においては、第3.(4)節で同定した各パラメータの値を用いた。図-18より、 R が小さくまた亀裂が深いほど σ_w^* が上昇する傾向が確認できる。

$\sigma_{w,cr}^*$ に基づき限界隅角変位 Δ_{cr} ($\sigma_w^*(0.05)$ に対応する Δ) を評価した結果を図-19に示す。R0.25の止端部に関する3ケースの結果は、先行亀裂が深くなるにつれて Δ_{cr} が小さくなることを示している。R0.25とR0.5, R5の結果を同じ a_0 で比べると、 R の大きさに応じて Δ_{cr} が増大するという R の影響が、亀裂が浅く

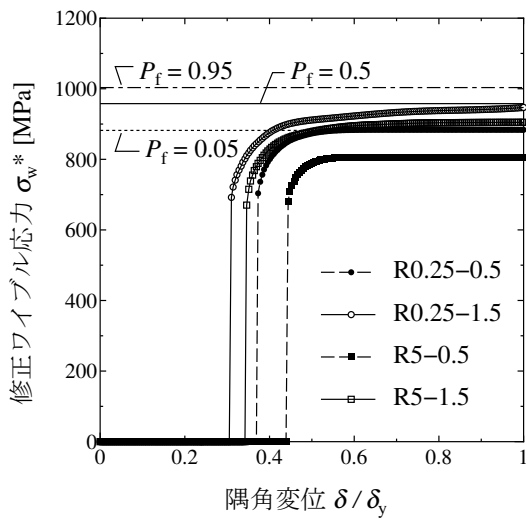


図-18 隅角部亀裂における修正ワイブル応力変化

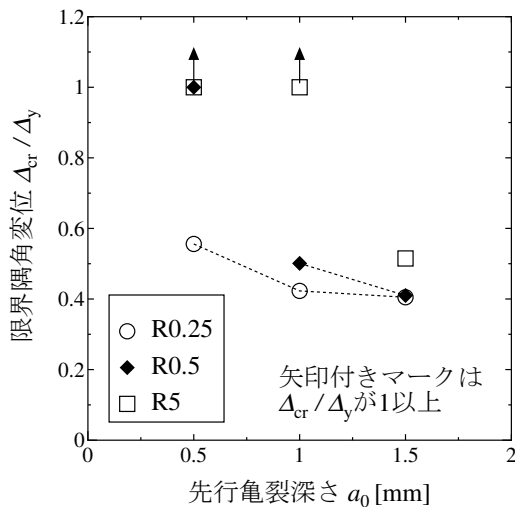


図-19 破壊確率 5%に対応する限界隅角変位

なるにつれて顕在化することがわかる。実際には R が大きいほどひずみ速度や塑性ひずみ履歴は小さくなるため、 $R5$ の Δ_{cr} はさらに大きくなる場合もあると考えられる。

このように、地震時脆性破壊の発生限界評価に修正ワイブル応力を用いることで従来の材料試験に基づく評価方法では扱えなかった浅い亀裂先端の拘束度の相違の影響が考慮でき、破壊発生限界に及ぼす R の影響などを定量的に評価することができる。本研究では検討していない溶接部の初期じん性分布や、ひずみ速度・ひずみ履歴(繰返し)によるじん性低下量の分布、塑性変形による温度上昇分布¹²⁾の影響等も考慮することで、さらに一般的な場合へ評価対象を拡張できる可能性がある。

6. 結論

本研究では、浅い先行亀裂からの破壊にも対応した地震時脆性破壊の発生限界評価手法を構築すべく、鋼材内部におけるマイクロクラックの発生・進展過程を

考慮した修正ワイブル応力 σ_w^* を導入し、2種類の鋼材の破壊実験と有限要素解析から破壊発生限界の評価を行った。さらに、得られた限界修正ワイブル応力 $\sigma_{w,cr}^*$ の亀裂深さ、ひずみ速度、予ひずみに対する一般性を評価し、破壊起点の破壊じん性が大きく低下した場合を対象に実構造物の破壊発生確率の定量的評価を試みた。その結果を以下にまとめる。

- 1) Bordet らの σ_w^* に対しマイクロクラック発生確率 p_{nucl} を再定義することにより、供試体破断時の σ_w^* つまり $\sigma_{w,cr}^*$ は温度 T 、初期亀裂深さ a_0 、溶接部の止端半径を模擬した切欠き半径 R にほとんど依存せずほぼ一定値として評価されることが示された。また、 σ_w^* の変化は供試体載荷点の限界変位 U_{cr} を一意に決定できるもので、浅い亀裂からの脆性破壊の予測にも適した指標であることが確認された。
- 2) σ_w^* に基づいて CTOD 試験時の破壊発生限界の評価を行ったところ、同定した $\sigma_{w,cr}^*$ の初期亀裂の深さに対する依存性は小さく、 σ_w^* に基づく破壊予測が従来扱われてきた比較的深い亀裂からの破壊にも適用可能であることが示された。また、同定した $\sigma_{w,cr}^*$ がひずみ速度や予ひずみに対しても非依存として扱える可能性が示唆された。
- 3) 実構造物への適用例として既設鋼製橋脚隅角部を対象に破壊限界評価を試み、溶接止端半径 R と先行亀裂深さ a_0 の地震時の限界隅角変位 Δ_{cr} に対する影響等を σ_w^* に基づいて定量的に評価できることを示した。

以上から、 σ_w^* を導入することにより、浅い亀裂を起点とする破壊にも適用可能で地震時脆性破壊の予測に適した一般性の高い破壊評価手法の構築が可能になるものと結論付けられる。なお、温度、ひずみ速度、予ひずみが異なる場合に対しても同一の $\sigma_{w,cr}^*$ によって破壊予測が可能であるということは $\sigma_{w,cr}^*$ がこれらの諸因子に依存しない材料固有の破壊じん性を表す指標である可能性があり注目に値する。

謝辞： 本研究の遂行に際し、日本鉄鋼連盟の鋼構造研究・教育助成制度(平成25年度)、ならびに建設工学研究振興会の建設工学研究奨励賞(平成25年度)の補助を受けた。ここに記して謝意を表する。

参考文献

- 1) 渡邊英一, 前川義男, 杉浦邦征, 北根安雄: 鋼橋の被害と耐震性, 土木学会誌, Vol. 80, No. 8, pp. 54-62, 1995.
- 2) Miller, D. K.: Lessons learned from the Northridge earthquake, *Engineering Structures*, Vol. 20, Nos 4-6, pp. 249-260, 1998.
- 3) Mahin, S. A.: Lessons from damage to steel building during the Northridge earthquake, *Engineering Structures*, Vol. 20, Nos 4-6, pp. 261-270, 1998.

- 4) Kuwamura, H. and Yamamoto, K.: Ductile crack as trigger of brittle fracture in steel, *Journal of Structural Engineering*, Vol. 123, No. 6, pp. 729-735, 1997.
- 5) 田村洋, 佐々木栄一, 山田均, 勝地弘: 地震時に曲げを受ける溶接部の延性き裂発生に与える溶接部形状の影響と止端仕上げによる抑制効果, 鋼構造論文集, 第17巻, 第68号, pp. 55-68, 2010.
- 6) 坂野昌弘, 三上市蔵, 鷹羽新二: 鋼製橋脚隅角部の低サイクル疲労挙動, 土木学会論文集, No.563/I-39, pp. 49-60, 1997.
- 7) 佐々木栄一, 荒川泰二, 三木千壽, 市川篤司: リブ溶接止端部に発生する低サイクル疲労き裂とそれを起点とする脆性破壊の発生可能性, 構造工学論文集, Vol. 48A, pp. 1107-1112, 2002.
- 8) 館石和雄, 判治剛, 南邦明: 極低サイクル疲労領域における変動振幅ひずみ下の低サイクル疲労寿命予測モデル, 土木学会論文集, No. 733/I-69, pp. 149-158, 2004.
- 9) 三木千壽, 佐々木栄一, 休場裕子, 竹之井勇: 引張および圧縮の塑性ひずみ履歴による鋼材の破壊靱性劣化, 土木学会論文集, No. 640/I-50, pp. 165-175, 2000.
- 10) 佐々木栄一, 荒川泰二, 三木千壽, 市川篤司: 鋼製橋脚における地震時脆性破壊防止に必要な鋼材の破壊靱性レベル, 土木学会論文集, No. 731/I-63, pp. 93-102, 2003.
- 11) 豊貞雅宏, 後藤浩二, 相良憲伺: 高速負荷時におけるき裂先端近傍の局部温度上昇, 日本造船学会論文集, 第170号, pp. 651-663, 1991.
- 12) 大西達也, 佐々木栄一, 田村洋, 山田均, 勝地弘: 鋼製橋脚隅角部における地震時塑性変形に伴う局部的温度上昇とその影響に関する一検討, 土木学会論文集 A1, Vol. 69, No. 2, pp. 361-371, 2013.
- 13) 岡下勝彦, 大南亮一, 道場康二, 山本晃久, 富松実, 丹治康行, 三木千壽: 兵庫県南部地震による神戸港港湾幹線道路 P75 橋脚隅角部におけるき裂損傷の原因調査・検討, 土木学会論文集, No. 591/I-43, pp. 243-261, 1998.
- 14) 日本溶接協会: 動的繰返し大変形を受ける溶接鋼構造物の脆性破壊性能評価法 (WES2808 : 2003), 2003.
- 15) Beremin, F. M.: A Local criterion for cleavage fracture of a nuclear pressure vessel steel, *Metallurgical Transactions A*, Vol. 14A, pp. 2277-2287, 1983.
- 16) 田村洋, 佐々木栄一, 山田均, 勝地弘: 溶接部の止端形状が地震時脆性破壊の発生限界状態に及ぼす影響, 鋼構造論文集, 第20巻, 第77号, pp. 1-14, 2013.
- 17) 南二三吉: ワイブル応力を用いた破壊評価手法—Part I, 溶接学会誌, 第75巻, 第5号, pp. 416-446, 2006.
- 18) Bordet, S. R., Karstensen, A. D., Knowles, D. M. and Wiesner, C. S.: A new statistical local criterion for cleavage fracture in steel. Part I: model presentation, *Engineering Fracture Mechanics*, Vol. 72, pp. 435-452, 2005.
- 19) Bordet, S. R., Karstensen, A. D., Knowles, D. M. and Wiesner, C. S.: A new statistical local criterion for cleavage fracture in steel. Part II: application to an offshore structural steel, *Engineering Fracture Mechanics*, Vol. 72, pp. 453-474, 2005.
- 20) Kaechele, L. E. and Tetelman, A. S.: A statistical investigation of microcrack formation, *Acta Metall*, Vol. 17, pp. 463-475, 1969.
- 21) Gurland, J.: Observations on the fracture of cementite particles in a spheroidized 1.05% C steel deformed at room temperature, *Acta Metall*, Vol. 20, pp. 735-741, 1972.
- 22) Kvalseth, T. O.: Cautionary note about R^2 , *The American Statistician*, Vol. 39, No. 4, Part 1, pp. 279-285, 1985.
- 23) 日本溶接協会: き裂先端開口変位 (CTOD) 試験方法 (WES1108 : 1995), 1995.
- 24) 玉越隆史, 中洲啓太, 石尾真理, 木内耕治: 道路橋の鋼製橋脚隅角部の疲労設計法に関する研究—一定せん断流パネルを用いた解析法に関する研究—, 国土技術政策総合研究所資料, No. 296, 2006.
- 25) 田村洋, 野村和達, 池田清宏: 地震時における鋼製橋脚隅角部の負荷集中に関する感度解析, 鋼構造年次論文報告集, 第21巻, pp. 777-784, 2013.
- 26) 田村洋, 佐々木栄一, 山田均, 勝地弘: 応力三軸度に着目した鋼製橋脚における地震時脆性破壊発生要因に関する解析的検討, 土木学会論文集 A, Vol. 66, No. 3, pp. 420-434, 2010.
- 27) 田原潤, 小野潔, 西村宣男, 宮田亮, 田中耕太郎, 美島雄士: 鋼製ラーメン橋脚隅角部の弾塑性挙動に関する実験的研究, 土木学会論文集 A, Vol. 65, No. 1, pp. 98-116, 2009.

(2014. 7. 7 受付)

A STUDY ON MODIFIED WEIBULL STRESS BASED EVALUATION OF BRITTLE FRACTURE OCCURRENCE DURING EARTHQUAKES IN STEEL MEMBERS

Hiroshi TAMURA and Eiichi SASAKI

Brittle fractures could occur from shallow surface cracks on welded parts of steel structures during earthquakes. Since the occurrence of that fracture is significantly influenced by the shape of the welded parts, the existing methods cannot predict the fractures. This study focused on a modified Weibull stress which considers the processes of nucleation and propagation of microcracks, and affirmed the applicability to evaluation of the brittle fracture initiation during earthquakes. Additionally, the relationship between critical deformation of a steel bridge bent corner to the fracture from a shallow crack and its weld toe radius was quantitatively evaluated as an example of actual use of the modified Weibull stress based evaluation.