炭素鋼(STS42)の破壊靱性値と試験基準*

浅野 政之*¹, 深倉 寿一*¹
柏谷 英夫*¹, 齋藤 正博*²

Variation in Fracture Toughness of Carbon Steel due to Test Standards and Its Influence on Fracture Load Prediction

Masayuki ASANO, Juichi FUKAKURA,
Hideo KASHIWAYA and Masahiro SAITO

This paper describes an apparent difference in the fracture toughnesses obtained by using JSME S 001 and ASTM E 813 test standards, and its influence on a fracture load prediction of carbon steel pipes. Fracture toughness tests were conducted in air at room temperature on 1 CT specimens prepared from a carbon steel pipe STS 42 (20 B, sch. 100) for LWR plants. Using these fracture toughnesses, analyses were carried out to evaluate the fracture loads of a carbon steel pipe with a circumferential through-wall crack. It is noted that the predicted fracture loads for the two pipes with same geometry are almost the same in spite of large difference in the fracture toughnesses.

Key Words: Fracture Toughness, J -Integral, Ductile Fracture, Carbon Steel Pipe, R 6-Rev. 3 Approach

1. 緒 言

軽水炉炭素鋼配管における LBB (破断前漏えい)⁽¹⁾の成立性を評価する上で、配管の破壊荷重を安全側に精度良く推定することは重要である。一般に炭素鋼は比較的大きな変形能を有するものの、その靱性はオーステナイト系ステンレス鋼に比較し低い。したがって、周方向き裂を有するステンレス鋼配管では過大な軸力あるいは曲げ荷重を受ける場合、き裂断面で塑性崩壊が生じた後破断することが知られている⁽²⁾が、炭素鋼配管では塑性崩壊を生ずることなく破断する可能性もある。このため、き裂を有する炭素鋼配管の破壊荷重を推定するには弾塑性破壊力学的手法によらねばならない。弾塑性破壊力学的手法では破壊靱性値が重要で、いくつかの試験基準が提案されている。同一材料でも試験基準により破壊靱性値が見かけ上異なるため、その差とそれが配管の破壊条件に及ぼす影響を把握することは、破壊荷重を推定する上で重要である。

試験基準の違いに基づく高圧力配管用炭素鋼

STS 42 の破壊靱性値の見かけ上の差については既に小林らの研究⁽³⁾があるが、本報では配管の破壊荷重に及ぼす影響の観点から検討を行う。対象とした試験基準は、代表的な日本機械学会基準 S 001⁽⁴⁾と ASTM 基準 E 813⁽⁵⁾の二つである。また、き裂付配管の破壊荷重は、弾塑性破壊力学に基づく簡易評価手法の一つである R 6-Rev. 3 法⁽⁷⁾⁽⁸⁾により評価し、 J_{IC} および $J-R$ 曲線の差の影響を明らかにした。以下に得られた結果を報告する。

2. 供試材および試験方法

供試材は 20B, sch. 100 の高圧力配管用炭素鋼, STS 42 (JIS G 3455-3) である。供試材の化学成分を表 1 に示す。管厚中央部から軸方向に採取した引張試験片により機械的性質を調べた。表 2 に機械的性質を、また図 1 に応力-ひずみ曲線を示す。

破壊靱性値は、管の周方向にき裂進展方向を一致させた厚さ 25 mm の 1 CT 試験片を用い、多数試験片法により求めた。すべての試験片について $a/W \approx 0.6$ (a , W はき裂長さ、試験片幅) の疲労予き裂を導入し、室温大気中においてクロスヘッド速度 1 mm/min で負荷した。除荷後、き裂面を加熱着色し、液体窒素で冷却して脆性破断させき裂長さを測定した。データは

* 原稿受付 平成 2 年 10 月 22 日。

^{*1} 正員、(株)東芝 重電技術研究所 (〒230 横浜市鶴見区末広町 2-4)。^{*2} (株)東芝 原子力材料化学技術部 (〒235 横浜市磯子区新杉田町 8)。

JSME S 001⁽⁴⁾ および ASTM E 813⁽⁵⁾ に従って分析した。これら両試験基準の大きな差は延性き裂進展量 Δa の評価にあり、前者は試験片板厚中央部の平均的な値とするのに対し、後者では板厚全体の平均的な値としている。

3. 試験結果

同一試験片に対するデータを JSME 基準⁽⁴⁾ と ASTM 基準⁽⁵⁾ に従って整理した J - Δa 関係を図 2 に示す。同図において記号は実験点を表し、実線はそれらを次式で近似した傾向線である。

$$\Delta a = C_1 J + C_2 J^2 \quad \cdots \cdots (1)$$

ここで J , Δa はそれぞれ J 積分および延性き裂進展量である。 C_1 , C_2 は最小二乗法により求める係数で表 3 に値を示す。両試験基準とも J - R 曲線を式(1)で表示することを規定しているわけではないが、STS 42 鋼の J - R 関係を比較的大きな Δa の範囲まで良く近似できることが知られている⁽⁶⁾。ASTM 基準⁽⁵⁾ では延性き裂進展量 Δa を試験片板厚全体で測定した Δa の平均値とするため、進展量の大きい板厚中央部の測定値の平均値とする JSME 基準⁽⁴⁾ より小さい Δa を与え、 J - R 曲線が高 J 値側に位置し傾きも大きい。なお、表 3 には $\Delta a = 0.2 \text{ mm}$ における J 値 $J_{0.2}$ をも示した

表 1 供試材の化学成分 (wt %)

C	Si	Mn	P	S
0.22	0.29	1.21	0.026	0.011

表 2 供試材の機械的性質

	σ_y (MPa)	σ_u (MPa)	EI. (%)	R.A. (%)
STS42	371.5	546.3	36.0	—

図 1 供試材 (STS 42) の真応力-真ひずみ曲線

が、この値は R 6-Rev. 3 法⁽⁷⁾ で J_{IC} の近似値として使用されることもある。

JSME⁽⁴⁾ および ASTM⁽⁵⁾ 基準で弾塑性破壊靱性値 J_{IC} を求めるための鈍化直線と R 曲線をそれぞれ図 3 および図 4 に示す。 R 曲線は試験基準に従って有効範囲のデータを直線近似した。また、鈍化直線はそれぞれ次式を用いた。

$$\text{JSME 法 } J = 3.3\sigma_{fs}\Delta a \quad \cdots \cdots (2)$$

$$\text{ASTM 法 } J = 2.0\sigma_{fs}\Delta a \quad \cdots \cdots (3)$$

ここで σ_{fs} は流動応力であり、降伏応力 σ_y と引張強さ σ_u の平均値である。式(2)は小林ら⁽³⁾ が STS 42 鋼に対して得た結果であり、本供試材にも適用できるため引用した。表 4 に各試験基準で求めた弾塑性破壊靱性値 J_{IC} と R 直線の近似式を示す。JSME⁽⁴⁾、ASTM⁽⁵⁾ 基準で求めた J_{IC} 値はそれぞれ 263.9, 747.6 kN/m であり、後者は前者の約 2.8 倍となっている。なお、図 4 においては、 R 直線のこう配が鈍化直線のこう配の約 0.57 倍であり、 J_{IC} 決定に使用できる R 直線のこう配条件がほぼ満足されているものと考えられる。

延性不安定破壊に対する抵抗値が試験基準により見かけ上どの程度異なるかを検討するため、式(1)をき裂進展量 Δa で微分し、次式で与えられる J - dJ/da 関係を比較する。

$$dJ/da = 1/(C_1 + 2JC_2) \quad \cdots \cdots (4)$$

結果を図 5 に示すが、同一の J 値に対する dJ/da の値

表 3 J - R 曲線の二次表示

	JSME	ASTM
$J_{0.2}$ (kN/m)	173.7	234.4
$\Delta a = C_1 J + C_2 J^2$ (mm)		
C_1	9.991×10^{-4}	7.277×10^{-4}
C_2	8.934×10^{-7}	5.361×10^{-7}

図 2 JSME, ASTM 基準で求めた J - Δa 関係

は ASTM 基準⁽⁵⁾ によれば JSME 基準⁽⁴⁾ の約 1.5~1.6 倍になっており, ASTM 基準⁽⁵⁾ によると延性不安定破壊に対し見かけ上高い抵抗値が得られることがわかる。なお, 図中の実線は有効範囲のデータから求めた部分で, 破線はそれを外そうした部分である。

4. 破壊解析に及ぼす破壊靱性値の影響

以上の結果から, 同一材料に対し同一試験片を用いてもデータ分析を異なる試験基準で行えば, 破壊靱性値に見かけ上大きな差が生ずることが明らかになった。本章では前記した破壊靱性値の見かけ上の差が延性き裂の進展開始荷重および不安定破壊荷重の予測にどの程度影響するかについて, 貫通き裂付配管の破壊解析により検討する。解析例は図 6 に示すように, $2\theta_0=60^\circ$ の周方向貫通き裂を有する STS 42 鋼配管 (20 B, sch. 100) が曲げモーメント M を受ける場合である。

解析は前報⁽⁶⁾ と同様 R 6-Rev. 3 法⁽⁷⁾ によったので,

ここでは手法の妥当性検討等の詳細は省略するが, 破壊評価曲線は材料の応力-ひずみ関係から得られる Option 2 を用いた。応力-ひずみ関係を図 1 に示すが, 弾性域の直線と Ramberg-Osgood 則形の式 (図 1 参照) で表される塑性域の曲線で近似した。また, 破壊評価線図上で貫通き裂付配管の位置を示す座標 (L_r , K_r) は次式から計算した。

$$L_r = \frac{M}{M_c(a_0 + \Delta a, \sigma_y)}, K_r = \sqrt{\frac{K^2(a_0 + \Delta a)}{E J_R(\Delta a)}} \quad \dots\dots\dots (4)$$

ここで M , M_c はそれぞれ負荷モーメントおよび降伏応力 σ_y の弾完全塑性体からなる長さ $2(a_0 + \Delta a) = 2R\theta$ の周方向貫通き裂を有する配管の限界モーメントであり次式から計算した。

$$M_c(a_0 + \Delta a) = 4\sigma_y R^2 t \{ \cos(\theta/2) - \sin \theta/2 \} \quad \dots\dots\dots (5)$$

a_0 は初期き裂半長である。また, $K(a_0 + \Delta a)$ は貫通き裂の応力拡大係数であり NRC の式⁽⁹⁾ から計算した。

表 4 J_{IC} および R 直線

		JSME	ASTM
J_{IC} (kN/m)		263.9	747.6
$J = A \cdot \Delta a + B$ (kN/m)	A	439.2	527.6
	B	187.3	317.9

図 3 JSME 基準による鈍化直線と R 直線

図 4 ASTM 基準による鈍化直線と R 直線

図 5 供試材 (STS 42) の J - dJ/da 曲線

図 6 曲げモーメントを受ける周方向貫通き裂付配管

$J_R(\Delta a)$ は J - R 曲線上の Δa に対応する J 積分値であり、 $\Delta a=0$ では J_{IC} とした。

図 7, 8 にそれぞれ JSME⁽⁴⁾, ASTM⁽⁵⁾ 基準で求めた J_{IC} , J - R 曲線を用いて延性き裂進展開始モーメント M_{in} , 不安定破壊モーメント M_{max} を破壊評価線図上で解析した例を、また表 5 に結果をまとめて示す。ASTM 基準⁽⁵⁾ による靱性値を用いた解析では、き裂の進展開始点および不安定破壊点は JSME 基準⁽⁴⁾ による靱性値を用いた場合より L_r の大きい側に位置している。このことは破壊靱性値の上昇に伴って最終破壊の形態が延性不安定破壊から塑性崩壊に移行してゆくことを意味している。なお、図 7, 8 の例は、配管が塑性崩壊を起こすことなく不安定破壊することを予測している。

両試験基準による靱性値を使用して得られた解析結果を比較すると、破壊靱性値に大きな差があるものの進展開始モーメント M_{in} および不安定破壊モーメント M_{max} の差はそれほど大きくない。また、ASTM 基準⁽⁵⁾ に対し JSME 基準⁽⁴⁾ で得られた値は M_{in} で約 82 %, M_{max} で約 95 % となっており、特に靱性値の差は

不安定破壊荷重の推定にそれほど大きな影響を及ぼさないものと考えられる。このことは、同様な材料からなる配管の破壊荷重の比較には、それぞれ異なる試験基準で得られている破壊靱性値を用いて推定した値によりおよそ目安を得られることを示しており実用上重要である。

次に J_{IC} 値の差が解析で得られる延性き裂進展開始荷重にどの程度の差を生ずるかについて検討を行う。 J_{IC} 値を JSME 基準⁽⁴⁾ で得られた値 $(J_{IC})_{JSME}$ から変化させた場合の延性き裂進展開始モーメント M_{in} の変化を図 9 に示す。縦軸の分母 $(M_{in})_{JSME}$ は $(J_{IC})_{JSME}$ を用いて計算した M_{in} である。 J_{IC} が $(J_{IC})_{JSME}$ の 50 % では M_{in} は $(M_{in})_{JSME}$ より約 20 % 低いのに対し、 J_{IC} が $(J_{IC})_{JSME}$ の 3 倍でも M_{in} は $(M_{in})_{JSME}$ より高々 17 % 程度上昇するにすぎず、 J_{IC} の増加に伴う、 M_{in} の上昇は緩やかになる傾向を示している。なお、結果としては

表 5 R6-Rev.3 法による解析結果

	JSME	ASTM
Min (kN·m)	125.5	153.0
Mmax (kN·m)	196.1	205.9

図 7 図式解法例 (JSME 基準による靱性値を使用)

図 8 図式解法例 (ASTM 基準による靱性値を使用)

図 9 延性き裂進展開始モーメント M_{in} に及ぼす J_{IC} の影響

図 10 不安定破壊モーメント M_{max} に及ぼす J - R 曲線のこう配の影響

示さないが、き裂断面が塑性崩壊することなく配管の不安定破壊を生ずる場合、破壊モーメント $M_{\max}$ は J_{IC} 値に依存しない。

J - R 曲線の差が不安定破壊荷重の推定に及ぼす影響について検討する。ここでは J - R 曲線の傾きに注目し、 J_{IC} を $(J_{IC})_{JSME}$ に固定し、傾きを JSME 基準⁽⁴⁾ で求めた値 $(dJ/da)_{JSME}$ から変化させた場合の不安定破壊モーメント $M_{\max}$ の変化を図 10 に示す。縦軸分母の $(M_{\max})_{JSME}$ は JSME 基準⁽⁴⁾ で求めた J_{IC} 、 J - R 曲線により計算した $M_{\max}$ である。傾きが $(dJ/da)_{JSME}$ より 50% 低下すると $M_{\max}$ は $(M_{\max})_{JSME}$ より約 8% 減少するが、傾きが $(dJ/da)_{JSME}$ の 2 倍でも $M_{\max}$ は $(M_{\max})_{JSME}$ より 7% 程度しか増加しない。 J_{IC} と M_{in} の関係と同様に、 dJ/da の増加に伴う $M_{\max}$ の上昇も、 $(dJ/da)_{JSME}$ を超えると緩やかになる傾向がある。

4. 結 言

軽水炉用炭素鋼配管材 STS 42 について、代表的な弾塑性破壊靱性試験基準である JSME S 001 および ASTM E 813 に従って J_{IC} 、 J - R 曲線を求め、見かけ上の差について検討した。さらに、その差が延性き裂進展開始荷重および不安定破壊荷重の推定に及ぼす影響について、R 6-Rev. 3 法による周方向貫通き裂付配管 ($2\theta=60^\circ$, 20 B, sch. 100) の破壊解析により検討した。以下に結果を要約する。

(1) JSME, ASTM 基準で求めた J_{IC} はそれぞれ 263.9 および 747.6 kN/m であり、後者は前者の約 2.8 倍となった。

(2) JSME, ASTM 基準で求めた J - R 曲線のこう配 dJ/da は後者が前者の 1.4~1.6 倍となり見かけ上不安定破壊に対する高い抵抗値を示した。

(3) 上記 2 基準で得られた靱性値の見かけ上の差は、貫通き裂付配管の延性き裂進展開始荷重の推定には比較的大きな差を与えるが、不安定破壊荷重推定に与える影響はわずかである。

(4) J_{IC} 、 J - R 曲線のこう配 dJ/da が JSME 基準で求めた値を超えると、それらの増加に伴うき裂進展開始荷重および不安定破壊荷重の上昇は緩やかになる傾向を示すことが解析で認められた。

文 献

- (1) 例えば、矢川, 機論, 48-425, A(1982), 3.
- (2) 例えば、小林, 圧力技術, 25-1(1987), 38.
- (3) 小林・ほか 2 名, 機論, 53-494, A(1987), 1905.
- (4) 日本機械学会基準, 「弾塑性破壊靱性 J_{IC} 試験法」, JSME S 001, (1981).
- (5) ASTM Standards, "Standard Test Method for J_{IC} , A Measure of Fracture Toughness", E 813, (1981).
- (6) 浅野・ほか 3 名, 機論, 54-499, A(1988), 493.
- (7) Milne, I., ほか 3 名, CEGB Rep., R/H/R 6-Rev. 3(1986).
- (8) 浅野・ほか 3 名, 機論, 55-519, A(1989), 2299.
- (9) Klecker, R., ほか 2 名, NUREG/CR-4572, (1986).